624.[illegible]

MINISTERUL EDUCAȚIEI ȘI ÎNVĂȚĂMÎNTULUI

Prof. dr. ing. **CONSTANTIN DALBAN**
Prof. dr. ing. **NICULAE JUNCAN**
Conf. dr. ing. **CONSTANTIN ȘERBESCU**
Șef lucr. ing. **ALEXANDRU VARGA**
Asist. ing. **ȘERBAN DIMA**

# CONSTRUCȚII METALICE

**Ediția a II-a**

INSTITUTUL DE CONSTRUCȚII
BIBLIOTECA
Nr. inv. 1906/99

EDITURA DIDACTICĂ ȘI PEDAGOGICĂ
BUCUREȘTI

Manualul a fost analizat și avizat de către colectivul Catedrei de construcții metalice și consiliul profesoral al Facultății de Construcții Civile, Industriale și Agricole, precum și de biroul senatului Institutului de Construcții București.

Materialul a fost elaborat astfel:
Prof. dr. ing. Constantin Dalban, Șef lucr. ing. Alexandru Varga și Asist. ing. Serban Dinu, Institutul de Construcții București:
cap. 1, cap. 3...11; § 12.4 și 12.5 din cap. 12; § 13.1...13.5 din cap. 13, cap. 15...19; § 20.1, 20.2, 20.3, 20.4, 20.6 și 20.7 din cap. 20; cap. 21...23; § 24.2 din cap. 24; cap. 25; cap. 26; cap. 28; § 29.2 din cap. 29; cap. 30...34; cap. 36 și cap. 37.
Prof. dr. ing. Niculae Juncan, Institutul Politehnic Cluj-Napoca:
§ 12.1, 12.2 și 12.3 din cap. 12; § 13.6 și 13.7 din cap. 13; cap. 14; § 20.5 din cap. 20; § 24.1 din cap. 24; cap. 27.
Conf. dr. ing. Constantin Șerbescu, Institutul Politehnic Iași:
cap. 2; § 29.1 din cap. 29, cap. 35.

Redactor: ing. VIRGINIA RUSU
Tehnoredactor: T. BĂLĂIȚĂ
Coperta: arh. OVIDIU MAGHERAN

BIBLIOTECA

Coli de tipar 34,250. B.T. 20.12.1983.
Format 16/70×100. Apărut 1983

I. P. „Oltenia" Craiova
Str. M. Viteazul, nr. 4
Republica Socialistă România
Plan 9503/201/1983

## PREFAȚĂ

*Lucrarea de față cuprinde elementele de bază necesare pentru proiectarea și executarea elementelor de construcții metalice și este destinată pregătirii studenților din anii IV și V ingineri, de la facultățile de construcții, specialitatea construcții civile, industriale și agricole. Ea servește de asemenea la elaborarea lucrărilor, aplicațiilor, proiectelor de an și a proiectului de diplomă, precum și la lucrările de cercetare și proiectare efectuate în cadrul programului de integrare a învățământului cu cercetarea și producția. Lucrarea poate fi folosită și de inginerii constructori care activează în cercetare, proiectare sau execuție în domeniul construcțiilor metalice.*

*Materialul cuprins în lucrare se încadrează în liniile directoare ale dezvoltării economiei noastre naționale, privind aplicarea unor soluții tehnice care să conducă la reducerea consumurilor specifice, la simplificarea execuției, la folosirea rațională a metalului în vederea obținerii unor construcții economice și durabile.*

*În tratarea principalelor capitole, o atenție deosebită se acordă dezvoltării și aprofundării unor probleme care reprezintă preocupări de mare actualitate în țările dezvoltate tehnic și cu tradiție în domeniul construcțiilor metalice.*

*Una din principalele probleme o reprezintă siguranța în exploatare a construcțiilor sudate la ruperea fragilă sau la oboseală. Aceste fenomene sînt direct influențate de ansamblul caracteristicilor fizico-mecanice ale metalului utilizat, precum și de concepția și execuția detaliilor și a îmbinărilor sudate. În acest sens, capitolele privind aliajele metalice, sudarea, ruperea metalelor și comportarea la solicitări repetate formează aspecte ale aceleiași probleme. Pentru înțelegerea fenomenelor fizice, care să permită o orientare corespunzătoare în alegerea soluțiilor celor mai adecvate, în lucrare se face apel la unele noțiuni de bază ale metalurgiei fizice și ale metalurgiei mecanice.*

*Luarea în considerare a proprietăților plastice ale oțelului și influența lor favorabilă asupra comportării și siguranței elementelor de construcții metalice și a îmbinărilor sînt puse în evidență în diferite capitole ale lucrării, reflectîndu-se în concepția constructivă și calculul elementelor metalice.*

*Fenomenele de instabilitate ale elementelor metalice sînt tratate ținînd seama de rezultatele unor ample programe de cercetări teoretice și experimentale efectuate în ultima perioadă. În paralel cu prevederile teoriilor clasice privind flambajul barelor ideale, pierderea stabilității diferitelor elemente este tratată în lumina teoriilor mai noi, care iau în considerare influența imperfecțiunilor geometrice și structurale asupra capacității portante a elementelor.*

*Elementele de construcții metalice, cu prinderile și îmbinările lor, sînt tratate în funcție de rolul lor în construcție și de solicitările la care sînt supuse. În afară de elementele obișnuite de construcții (cu frecventă folosire în construcții metalice) sînt tratate unele elemente a căror utilizare a căpătat o extindere mai mare în ultima*

*perioadă : elemente din profile cu pereți subțiri, elemente cu tensiuni inițiale, elemente cu goluri în inimă, elemente din oțeluri cu caracteristici mecanice diferite (hibride), elemente cu inimi suple etc.*

*În lucrare se dau o serie de noțiuni privind uzinarea elementelor de construcții metalice, insistîndu-se asupra metodelor moderne, de productivitate ridicată, asupra controlului de calitate, și în special, asupra defectoscopiei nedistructive a îmbinărilor construcțiilor sudate.*

*Capitolele referitoare la hale industriale cu structură metalică sînt tratate corespunzător nivelului tehnic la care s-a ajuns în acest domeniu, punînd un accent deosebit pe soluțiile care au astăzi o aplicare largă atît în țara noastră, cît și în alte țări. Sînt puse în evidență anumite particularități de comportare și exploatare, precum și modul cum acestea se reflectă în calculul structurii, se subliniază modul în care trebuie soluționate structurile, ținînd seama de caracterul dinamic al unor solicitări și de rezervele reale ale structurilor de rezistență. Soluțiile sînt analizate din punctul de vedere al rolului lor funcțional și al posibilităților de reducere a consumului de metal și a costului.*

*Capitole separate sînt rezervate construcțiilor cu deschidere mare. Se tratează soluțiile cu structura acoperișului realizată din grinzi cu zăbrele, grinzi cu secțiune plină sau în arce. O atenție deosebită se acordă soluțiilor în rețele spațiale sau cu cabluri pretensionate, care în ultima perioadă au o aplicare tot mai largă la construcțiile social-culturale și sportive.*

*Ultima parte a lucrării este rezervată construcțiilor metalice cu destinație specială (rezervoare, buncăre, stîlpi LEA, piloni pentru antene de radio și televiziune, coșuri de fum, instalații de foraj terestru și marin), precum și problemelor privind montajul, exploatarea, întreținerea și consolidarea construcțiilor metalice.*

*La prezentarea metodelor de calcul s-au avut în vedere atît datele din literatura tehnică de specialitate, cît și prevederile normelor și ale standardelor în vigoare din țara noastră sau din alte țări. În scopul înțelegerii elementelor care stau la baza relațiilor de calcul, acestea au fost supuse unei analize detaliate, făcîndu-se apel la descrierea fenomenului fizic, la interpretarea comportării reale a diferitelor elemente de construcție, stabilind modul în care acestea se reflectă în formulele de calcul.*

*În ultima perioadă calculul automat al structurilor de rezistență a luat o dezvoltare tot mai mare. Programele de calcul elaborate de diferite instituții din producție și din învățămîntul superior au devenit mijloace curente de rezolvare a problemelor complexe care apar în proiectarea construcțiilor. În acest sens, în lucrare se dau indicațiile corespunzătoare.*

*Metoda de calcul folosită în lucrare este metoda semiprobabilistică a stărilor limită. În același timp există domenii, destul de largi, de folosire a structurilor metalice, pentru care din lipsă de date și prelucrări statistice se prevede că va mai continua — o anumită perioadă — aplicarea metodei rezistențelor admisibile. În acest sens prezenta lucrare a fost elaborată astfel încît prevederile de calcul din cuprinsul ei să poată fi aplicate în cadrul ambelor metode.*

*În tratarea problemelor s-a ținut seama atît de nivelul realizărilor din diferite țări dezvoltate tehnic, cît și de valoroasa experiență dobîndită în țara noastră, ca urmare a unei intense și rodnice activități desfășurată în domeniul învățămîntului, cercetării, proiectării și execuției construcțiilor metalice.*

*Autorii mulțumesc tuturor celor care au sprijinit elaborarea acestei lucrări prin materiale documentare sau direct, prin colaborare la redactarea unor paragrafe sau capitole.*

AUTORII

## *PREFACE*

*This book presents the basic elements necessary in the design, fabrication and erection of metal structural members and is devoted to students in the 4-th and 5-th course of Civil Engineering Faculties. This book may also be used by researchers and by engineers in practice.*

*The First Part includes the main notions necessary for a better understanding of the basic behaviour of metals and structural members : dislocation theory and plastic behaviour, ductile and brittle fracture, fatigue, weldability and welding processes, fasteners, different types of joints and connections.*

*A special chapter refers to the stability of structural members. Flexural buckling, lateral-torsional buckling and local buckling of members are treated according to the new concepts of imperfections, taking into account geometrical imperfections, mechanical properties and residual stresses.*

*The Second Part develops the problems concerning the shape and design of structural members : beams and girders, trusses, cold formed thin walled members, hybrid beams, slender web girders, castellated beams, prestressed members, composite steel-concrete members. Limit states design is available, but some references are also made to allowable stress design.*

*The Third Part concerns the steel structures of mill-buildings : loads of structures, special problems, like plastic design and spatial behaviour, shape and analysis of structures and structural components (decks, purlins, rafters, crane runway girders, columns, bracings etc.).*

*The Fourth Part deals firstly with large span halls having different roofing types : truss-on column structures, frames, arches, reticulated structures, suspended cable roofs. Tall buildings and industrial support-structures are treated in the second part.*

*The last Part — the Fifth one — is devoted to special-purpose structures, among which storage tanks, pressure vessels, bins, towers and guyed masts stacks, drilling rigs and off-shore structures. Special problems of fabrication, erection, reinforcing and maintenance are mentioned as well.*

*The content reflects recent developments in the field of steel structures according to the Design Specifications and Recommandations and to the scientifical publications issued in the world.*

*When dealing with the various problems both the level of technically developed countries and the valuable experience of Romanian specialists are taken into account as a result of their intense and fruitful activity in the field of university training and engineering practice.*

*The authors are indebted to all, persons and organizations, who gave assistance to the preparation of this book.*

AUTHORS

# INTRODUCERE

## 1. AVANTAJELE ŞI DEZAVANTAJELE CONSTRUCŢIILOR METALICE

Construcţiile metalice prezintă anumite caracteristici care le fac să fie folosite cu precădere la anumite tipuri de construcţii. Astfel, ca *avantaje* se pot menţiona :

— *siguranţa în exploatare*, realizată prin concordanţa dintre calcul şi comportarea efectivă a materialului. Oţelurile şi aliajele de aluminiu prezintă un grad ridicat de omogenitate, ceea ce permite asigurarea unei bune comportări atît în domeniul elastic, cît şi în cel plastic ;

— *raportul ridicat dintre rezistenţele mecanice şi greutatea proprie*, care situează oţelul deasupra altor materiale de construcţie (beton sau lemn) ;

— *compactitatea*, respectiv *etanşeitatea*, caracterizată prin faptul că elementele metalice sînt etanşe la trecerea lichidelor sau gazelor ; îmbinările cu sudură pot asigura şi ele această etanşeitate. În consecinţă, metalul se foloseşte cu succes şi la realizarea de recipiente şi conducte la care pereţii sînt supuşi la solicitări importante (presiuni şi suciuni) ;

— *posibilitatea de realizare pe cale industrială a elementelor în uzină* permite obţinerea de elemente cu caracteristici calitative deosebit de omogene. Operaţiunile de montaj pot fi de asemenea industrializate într-un grad avansat.

Construcţiile metalice prezintă însă şi anumite *dezavantaje* printre care :

— *rezistenţa slabă la acţiunea corosivă* a umidităţii din atmosferă şi mai ales a altor factori agresivi cum sînt unele gaze sau lichide. Aliajele de aluminiu prezintă însă o rezistenţă la coroziune superioară oţelurilor. Printr-o compoziţie chimică adecvată, oţelurile pot căpăta o anumită rezistenţă la coroziune. Astfel, în prezent se fabrică laminate cu rezistenţe mărite la coroziune (oţelurile RC—STAS 500/3-80). În mod obişnuit protecţia anticorosivă în medii cu agresivitate redusă se sigură prin intermediul unor pelicule (vopsea, lacuri, materiale plastice etc.). Proiectarea judicioasă a elementelor metalice poate să reducă însă mult efectele negative ale coroziunii ;

— *rezistenţa slabă la acţiunea temperaturilor ridicate* este determinată de modificarea caracteristicilor mecanice ale oţelului începînd cu temperatura de 200°C, manifestată prin reducerea limitei de curgere, a rezistenţei la rupere şi a modulului de elasticitate. La 600°C oţelul nu mai poate prelua eforturi, iar aliajele de aluminiu îşi pierd practic complet capacitatea portantă la temperaturi în jurul a 300°C. Datorită acestui fapt, în anumite situaţii, este necesară folosirea unor oţeluri care prin compoziţia lor chimică asigură păstrarea limitei de curgere şi la temperaturi mai ridicate. Elementele metalice expuse la acţiunea temperaturilor înalte trebuie protejate prin îmbrăcarea cu materiale protectoare.

## 2. DOMENIUL DE FOLOSIRE A ELEMENTELOR DE CONSTRUCȚII METALICE

Practic, elementele de construcții metalice se pot folosi la alcătuirea tuturor structurilor, dar în special acolo unde există cerințe deosebite privind mărimea solicitărilor și greutatea proprie redusă a structurii. Se pot distinge domenii în care folosirea elementelor metalice este obligatorie, domenii în care pot fi utilizate și elemente din beton armat și domenii în care folosirea metalului nu este indicată. Tipurile de construcții la care se poate utiliza metalul sînt arătate în continuare.

*Clădiri industriale.* Halele industriale cu deschideri și înălțimi mari, cu poduri rulante de capacitate mare și regim de lucru greu, foarte greu și foarte greu continuu (hale din industria siderurgică etc.) se realizează cu structura integral metalică. Se pot realiza însă și construcții cu structura mixtă (metal-beton). Astfel, halele cu poduri rulante cu capacități de ridicare relativ reduse și regim de lucru ușor sau mediu pot avea stîlpii din beton armat, iar grinzile de rulare și șarpanta acoperișului metalică.

*Structuri metalice pentru acoperișuri de mare deschidere.* În această categorie se înscriu de regulă sălile de expoziție și de spectacole, halele de sport, precum și unele clădiri cu caracter special cum sînt hangarele și atelierele de reparații și montaj pentru avioane. Soluțiile constructive sînt foarte diferite, iar solicitările foarte mari, ceea ce face rațională folosirea unor laminate din oțeluri slab aliate cu limită de curgere ridicată sau a cablurilor din oțel. Pentru reducerea greutății structurii se folosesc elemente de închidere ușoare din tablă de oțel sau aliaje de aluminiu.

*Construcții cu mai multe etaje.* Structuri cu schelet metalic se folosesc în cazul unui număr mare de etaje (15...20 etaje și mai multe). Structurile metalice devin avantajoase cînd și elementele de închidere sînt realizate din materiale ușoare, deoarece întreg ansamblul rezultă cu încărcări relativ reduse. Această cerință devine obligatorie cînd terenul de fundație este slab.

*Construcții înalte.* Turnurile sau pilonii ancorați folosiți în telecomunicații la susținerea antenelor pentru radio și televiziune sau pentru susținerea liniilor electrice aeriene de mare tensiune se pretează prin excelență la o rezolvare în structură metalică. În această categorie mai intră unele construcții industriale de tip special cum sînt coșurile de fum și de ventilație, prizele de aer, turlele și masturile de foraj, turnurile de extracție a cărbunelui, stîlpii de susținere a funicularelor și telefericelor etc.

*Construcții din tablă.* În această categorie sînt cuprinse recipiente cu diferite destinații (rezervoare pentru lichide și gaze, buncăre etc.), conducte, construcții din industria siderurgică (furnale, preîncălzitoare de aer etc.), coloane tehnologice din industria chimică și petrochimică. Aceste construcții pot fi exploatate în condiții deosebite, la temperaturi ridicate sau la temperaturi joase, putînd fi supuse la o acțiune corosivă de diferite intensități.

*Structurile metalice ale utilajelor fixe sau mobile* (macarale, mașini pentru construcții, poduri rulante, instalații pentru foraje petroliere etc.). Reducerea greutății proprii a structurii contribuie la reducerea puterii motoarelor de acționare și a consumului de energie.

*Alte structuri.* În această categorie se încadrează structurile metalice pentru unele construcții speciale cum sînt: structuri pentru trambuline de schi, structuri din observatoare astronomice, rampe de lansare pentru nave spațiale, radiotelescoape etc.



## 3. CONDIȚIILE DE REALIZARE A STRUCTURILOR METALICE CU PERFORMANȚE RIDICATE

La *proiectarea elementelor de construcții metalice* trebuie avute în vedere o serie de cerințe legate de realizarea unor structuri cu performanțe tehnico-economice ridicate și anume:

— condițiile de exploatare trebuie asigurate prin alegerea corespunzătoare a soluțiilor constructive și a materialelor utilizate;

— economie de oțel realizată prin folosirea soluțiilor cu alcătuire constructivă și concepție generală corespunzătoare;

— adaptarea la posibilitățile de execuție ale întreprinderilor în care are loc uzinarea;

— adaptarea la posibilitățile de transport, urmărindu-se ca uzinarea să se facă la dimensiunile maxime permise de gabaritele mijloacelor de transport și manipulare;

— asigurarea unui montaj ușor;

— asigurarea unei durate de exploatare normale prin evitarea uzurii fizice (epuizarea capacității portante prin fenomene de oboseală, coroziune etc.) sau a uzurii morale prin incapacitatea de a putea fi adaptate în timp la modificări ale condițiilor de exploatare (încărcări, condiții de lucru etc.);

— asigurarea unor alcătuiri generale care să satisfacă condițiile de proporție și armonie arhitectonică.

La *realizarea economiei de metal* contribuie o serie de factori printre care se pot menționa;

— folosirea rațională a oțelurilor și a aliajelor de aluminiu cu caracteristici mecanice superioare;

— folosirea de elemente eficiente, adecvate tipului de construcție (țevi, profile cu pereți subțiri etc.);

— realizarea de forme și soluții constructive eficiente;

— perfecționarea metodelor de calcul care să pună în evidență rezervele reale de rezistență ale structurilor metalice;

— folosirea rațională a metalului prin reducerea tipodimensiunilor și corespunzător a pierderilor și consumurilor suplimentare la uzinare, realizată prin tipizarea elementelor metalice și a structurilor în ansamblul lor. Prin tipizare se asigură totodată simplificarea execuției în uzină prin crearea de dispozitive și instalații adecvate, precum și scurtarea timpului de montaj. Tipizarea permite în același timp reducerea duratei de proiectare. Avantajele tipizării se reflectă predominant în scurtarea duratei de execuție a construcțiilor și deci în darea în exploatare mai rapidă a obiectivelor industriale.

În țara noastră sînt tipizate o serie de elemente metalice ca: ferme, pane, grinzi de rulare, luminatoare și ferestre, elemente de rezistență ale închiderilor, scări, pasarele, galerii pentru benzi de transport, stîlpi LEA etc. De asemenea, există proiecte exemplificative (directive) pentru stîlpi. În alte țări există proiecte tip și pentru piloni ancorați, turnuri pentru radio și televiziune, rezervoare pentru lichide și gaze etc.

Tipizarea, unificarea și standardizarea permit mecanizarea și automatizarea producție de elemente metalice, cu o mărire importantă a eficienței tehnico-economice.

*Scurtarea duratei de montare* este legată de realizarea de ansambluri mari pe sol, ridicate apoi în poziție definitivă cu ajutorul unor macarale puternice; se reduc astfel la minimum operațiile de montare la înălțime a elementelor

mărunte. Prin tipizare se permite studierea unor tehnologii adecvate de montaj cu reducerea corespunzătoare a duratei de execuție.

Cele trei obiective care trebuie avute în vedere în construcțiile metalice — economia de metal, creșterea productivității muncii în uzină și reducerea duratei de montare — nu pot fi întotdeauna realizate concomitent cu parametrii individuali maximi printr-o soluție constructivă tipizată. Uneori soluțiile cu consum redus de metal conduc la un volum de muncă mai ridicat (cazul structurilor cu zăbrele) și la un consum de energie sporit, în timp ce soluții cu tehnologie simplă pot necesita un consum de metal ceva mai mare. Anumite soluții raționale, cum este pretensionarea, pot complica și prelungi lucrările de montare pe șantier. Este important ca printr-o proiectare rațională să se realizeze o soluție echilibrată care să asigure satisfacerea condițiilor de eficiență tehnico-economică maximă.

## 4. ORGANIZAREA PROIECTĂRII, EXECUȚIEI ȘI CERCETĂRII ÎN DOMENIUL CONSTRUCȚIILOR METALICE

Proiectarea construcțiilor metalice are loc în ateliere specializate din cadrul institutelor de proiectare. Proiectul se efectuează în două etape : proiectul de execuție (PE) și detaliile de execuție (DE). Faza PE prezintă soluțiile generale adoptate pentru structura de rezistență, fără detalieri de îmbinări, prinderi etc. și cuprinde o evaluare a costului construcției și a cantităților de materiale care vor fi necesare. Se face de asemenea o evaluare a duratei de uzinare și montaj. În faza DE se dau toate desenele de execuție, extrasele de materiale și celelalte elemente necesare execuției. Analiza soluțiilor adoptate, a corelării cu problemele tehnologice, aprobările investiției, fondurile necesare și programările aprovizionărilor cu materiale, a uzinării și a montajului la unitățile respective are loc pe baza proiectului în faza PE. Definitivarea listelor de materiale, uzinarea și montajul se fac pe baza proiectului în fază DE.

Proiectul de montaj poate fi elaborat de institutul de proiectare sau de întreprinderea de construcții-montaj.

În unele țări institutele de proiectare centrale execută numai un proiect în faza PE mai dezvoltat, urmînd ca pe baza acestuia secțiile sau birourile de proiectare de pe lîngă întreprinderile care execută elementele metalice să întocmească și să detalieze desenele de execuție care sînt trimise în secțiile de producție ale acestora. La realizarea proiectelor, deosebit de utile sînt proiectele și detaliile tip din cataloagele de elemente tipizate.

Execuția se efectuează fie în întreprinderi specializate, fie în secții ale unor întreprinderi cu profil asemănător (de exemplu de construcții de mașini). În general se tinde spre o specializare a acestor unități pe anumite tipuri de elemente : elemente grele, cu secțiune plină, elemente ușoare, elemente din profile cu pereți subțiri sau din țevi, stîlpi LEA, poduri metalice, recipiente și alte construcții din tablă etc.

Întreprinderile de construcții-montaj sînt specializate pentru montarea anumitor tipuri de structuri metalice : construcții din industria siderurgică, din industria chimică, construcții din industria energiei electrice etc. Pe lîngă aceste întreprinderi există de regulă și ateliere de construcții metalice în care se pot executa anumite elemente metalice de o complexitate mai redusă.

Cercetarea în domeniul construcțiilor metalice se desfășoară în laboratoare de specialitate ale institutelor de cercetări în construcții. Lucrările de cercetare se efectuează în colaborare cu laboratoare din institute de cercetări din



specialități conexe (metalurgie, sudură etc.), precum și cu întreprinderi de construcții metalice și institute de proiectare. Cercetările urmăresc perfecționarea metodelor de calcul, asimilarea de noi materiale cu caracteristici superioare, introducerea de tehnologii de uzinare și montaj de eficiență ridicată, stabilirea de soluții constructive îmbunătățite pentru elemente de construcții metalice și pentru structuri în ansamblul lor, încercarea și omologarea unor tipuri noi de elemente și structuri.

Participarea specialiștilor din învățămîntul superior de construcții la rezolvarea problemelor producției este în prezent organizată pe baza legislației existente în țara noastră. În cadrul atelierelor de proiectare-cercetare și în laboratoare, colective de cadre didactice și studenți elaborează proiecte de construcții metalice pentru obiective industriale și social-culturale, întocmesc cataloage de elemente pentru proiectarea tipizată, rezolvă teme din planurile de cercetare din domeniul construcțiilor metalice, efectuează lucrări de consultare și expertizare ale unor proiecte și construcții executate sau în curs de executare în țară și peste hotare.

PARTEA I

# MATERIALE. COMPORTAREA ȘI MIJLOACELE DE ASAMBLARE ALE ELEMENTELOR METALICE

CAPITOLUL 1

## MATERIALE FOLOSITE LA REALIZAREA STRUCTURILOR METALICE

### 1.1. OȚELUL. FABRICAREA OȚELULUI SI A PRODUSELOR DIN OȚEL

#### 1.1.1. ELABORAREA OȚELURILOR CARBON ȘI A OȚELURILOR SLAB ALIATE

Materialul folosit în prezent la majoritatea construcțiilor metalice este oțelul. Aliajele de aluminiu încep să capete însă o aplicare tot mai largă, mai ales la elementele de închidere ale construcțiilor.

Fonta este un aliaj al fierului cu carbonul și servește ca materie semifabricată pentru elaborarea oțelului. Materia primă pentru fabricarea fontei o constituie minereurile de fier în care fierul se găsește în general sub formă de oxizi în proporții diferite.

Fonta se fabrică în cuptoare înalte, numite furnale, alcătuite dintr-o cămașă de oțel căptușită cu un material refractar. Pentru fabricare se folosesc minereuri de fier, combustibili și fondanți.

Oțelurile se elaborează prin reducerea conținutului de carbon (afinare) a fontei prin oxidare. Se folosesc următoarele moduri de elaborare : în convertizor, în cuptor Martin și în cuptor electric.

La elaborarea oțelurilor slab aliate se introduc în convertizor sau în cuptor feroaliaje (fonte cu un conținut bogat de elemente de aliere) sau diferite materiale de adaos în cantitățile necesare. Procesul de elaborare a oțelurilor are loc în *oțelării*.

În ultima perioadă convertizoarele cu oxigen au luat o mare extindere. Ele au fost realizate pentru prima oară în 1952—1953 la Linz și Donawitz (Austria), de unde s-a adoptat denumirea de procedeul L.D., respectiv de convertizoare cu oxigen de tip L.D*.

Noile oțelării construite în ultimele două decenii (printre care și cele de la Combinatele Siderurgice Galați și Călărași) folosesc convertizoare de acest tip (fig. 1.1).

În aceste convertizoare căldura necesară procesului metalurgic de afinare provine din arderea (oxidarea) diferitelor elemente. Oxigenul este suflat pe la partea superioară a masei de metal topit prin intermediul unei țevi denumită lance, terminată cu un cap prevăzut cu mai multe orificii pentru ieșirea oxigenului.

Durata procesului de elaborare a unei șarje variază între 45 și 60 min în funcție de marca oțelului.

În convertizoare se lucrează cu fontă lichidă, în care se poate adăuga pînă la 30% fier vechi. Lucrîndu-se cu oxigen și nu cu aer se realizează procente de azot foarte reduse (0,006%...0,008%).

Cuptoarele Martin folosesc fontă topită, fier vechi și fondanți.

---

* *Notă.* Procedee similare cu mici modificări tehnologice și constructive sînt pr
Kaldo cu un convertizor care se rotește în jurul unei axe verticale și procedeu
având un cuptor cu două vetre.

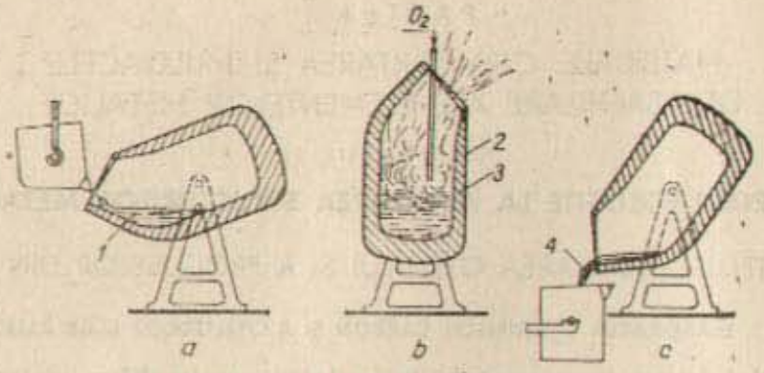



Fig. 1.1. Convertizor cu insuflare de oxigen :
*a* — încărcare ; *b* — afinare ; *c* — golire ; *1* — fontă topită ; *2* — manta metalică ; *3* — căptușeală ; *4* — oțel.

În timpul elaborării masa metalică topită este acoperită cu un strat de zgură, iar aerul care trece pe deasupra ei nu vine direct în contact cu metalul topit, ceea ce face ca elaborarea să fie mai lentă decît în cazul convertizoarelor (între 4 și 12 ore) ; procesul fiind lent, poate fi controlat și reglat în vederea obținerii unor oțeluri de calitate superioară, dar consumul de energie este sporit față de convertizoare.

Cuptoarele electrice pentru elaborarea oțelului se clasifică, în funcție de modul de utilizare a energiei electrice, în cuptoare electrice cu arc și cuptoare de inducție.

Cuptorul funcționează cu fier vechi și fontă solidă. Procedeul este folosit la producerea oțelurilor aliate și este mai scump decît celelalte. Oțelurile elaborate prin acest procedeu sînt folosite mai ales în construcții de mașini.

Oțelul elaborat în cuptoare sau convertizoare este turnat în oale executate din oțel cu o cămașă interioară din cărămidă refractară, de unde apoi este turnat în forme numite lingotiere, alcătuite din fontă sau oțel și căptușite cu material refractar.

Pentru a reduce cantitatea de oxid de fier (FeO) și pentru a îmbunătăți calitatea, se adaugă în masa de oțel, siliciu sau aluminiu ; solidificarea se face liniștit fără degajări de gaze care produc efervescența masei lichide. Acest procedeu se numește *calmare* (dezoxidare). Pentru obținerea unor oțeluri cu caracteristici superioare de rezistență și tenacitate, calmarea se face cu siliciu și cu adaosuri de aluminiu, vanadiu, titan etc. Oțelurile aliate sînt întotdeauna calmate. Calmarea ridică prețul oțelului cu 10...15%. În unele cazuri elementele de calmare se introduc în cantități mai mici, obținîndu-se *oțelurile semicalmate* care prezintă calități apropiate de cele ale oțelurilor calmate, dar care sînt ceva mai ieftine.

Lingoul (fig. 1.2), avînd 3...40 t, reprezintă semifabricatul pentru laminatele din oțel. Eventualele defecte care apar la turnarea lingourilor datorită turnării sau răcirii se pot ...ți în laminate, unele din ele putînd avea

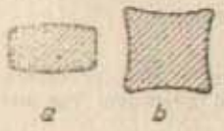



Fig. 1.2. Forme de secțiuni transversale ale lingourilor :
*a* — lingou pentru table ; *b* — lingou pentru profile.

Fig. 1.3. Retasură.

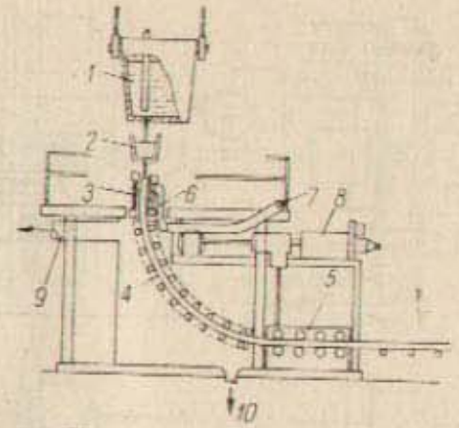



Fig. 1.4. Turnarea continuă (cu cristalizator curb) a oțelului :
*1* — oală de turnare; *2* — oală intermediară ; *3* — cristalizator curb ; *4* — role pentru îndoirea fierului ; *5* — îndreptarea fierului ; *6* — suport radial cristalizator ; *7* — pivotul suportului ; *8* — sistem de acționare, cristalizare, extragere și îndreptare a fierului ; *9* — conducta de evacuare a aburului ; *10* — evacuarea apei.

efecte defavorabile asupra elementelor de construcție (retasura, suflurile, incluziunile, fisurile, segregarea). Cu implicații calitative mai mari sînt :

*Retasura* este un gol închis sau deschis la partea superioară a lingoului și este datorit faptului că metalul din interior se solidifică și își micșorează volumul într-un spațiu determinat de crusta exterioară (fig. 1.3). Retasura are uneori pereții oxidați și nu se sudează decît parțial la laminare, formînd planuri de separare în piesele de oțel. Retasura este mult mai accentuată la oțelurile calmate decît la cele necalmate. Pentru a elimina acest defect, părțile cu retasuri trebuie tăiate (șutate).

*Incluziunile* provin din bucăți de zgură, materiale refractare, sau din unele elemente de aliere care se topesc incomplet ; în cantitate mare ele reduc caracteristicile mecanice ale oțelului.

*Segregarea* constă într-o neuniformitate a compoziției chimice a oțelului turnat și se datorește faptului că o serie de elemente care sînt solubile în fierul lichid (C, S, P) părăsesc zonele mai reci care se solidifică și se aglomerează în zonele centrale care se solidifică mai tîrziu.

Segregarea produsă în masa lingoului se numește *segregare zonală*, iar cea care se produce la nivelul cristalelor — *segregare cristalină*.

Segregarea zonală ducînd la abateri mari ale compoziției chimice (uneori pînă la 200% și chiar mai mult) poate fi periculoasă la construcții sudate. La oțelurile necalmate segregarea apare în toată masa lingoului. La oțelurile calmate zonele cu segregări se concentrează la partea superioară a lingoului care trebuie îndepărtată prin șutare.

Metoda de turnare continuă constă din răcirea intensă a recipientului (cristalizatorului) în care se toarnă continuu oțel și din extragerea semifabricatului format pe măsura turnării și solidificării oțelului, după care continuă răcirea acestuia (fig. 1.4).

1906/99

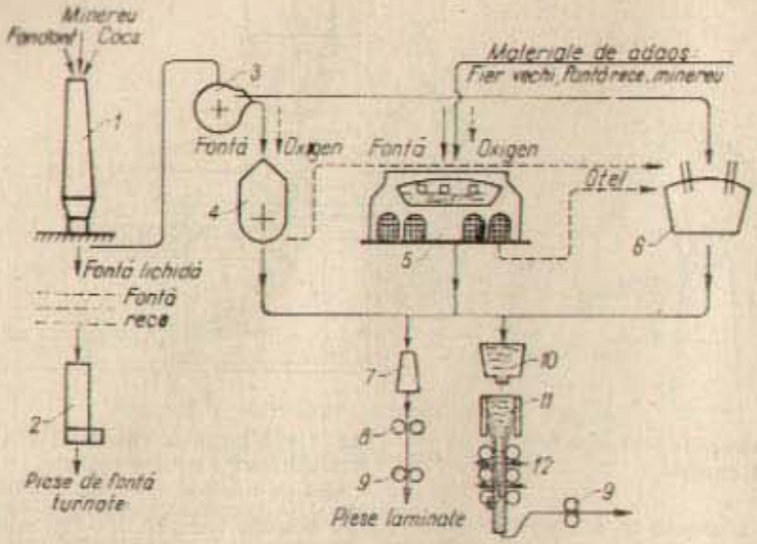



Fig. 1.5. Schema fabricării produselor din oțel:
*1* — furnal; *2* — cubilou; *3* — melanjor; *4* — convertizor; *5* — cuptor Martin; *6* — cuptor electric; *7* — lingou; *8* — laminor degrosisor; *9* — laminor finisor; *10* — turnare continuă; *11* — cristalizator; *12* — răcire.

Turnarea continuă prezintă avantajul de a realiza semifabricate apropiate ca dimensiuni de cele ale produselor finite, eliminîndu-se o serie de operațiuni intermediare de laminare pentru a reduce dimensiunile mari ale lingourilor.

În figura 1.5 se prezintă schema fabricării produselor din oțel.

### 1.1.2. FABRICAREA PRODUSELOR DIN OȚEL. LAMINAREA. ALTE PROCEDEE

1.1.2.1. **Laminarea. Produse laminate.** Produsele din oțel se obțin în general prin laminare. Laminarea se poate face la cald sau la rece, ultima variantă fiind aplicată tablelor sau platbandelor de grosime mică.

Prin *laminare la cald* se obține pe de o parte forma produsului, iar pe de altă parte o îmbunătățire a caracteristicilor fizico-mecanice ale oțelului rezultat din turnare. În principiu laminarea constă din trecerea unei piese de oțel, adusă în stare plastică prin încălzirea la 1 000...1 200°C, printre cilindri (valțuri) care se rotesc în sens contrar (fig. 1.6). Oțelul fiind moale

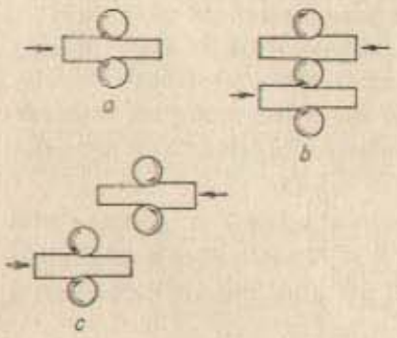



Fig. 1.6. Schema laminării și tipuri de caje:
*a* — duo; *b* — trio; *c* — dublu duo.



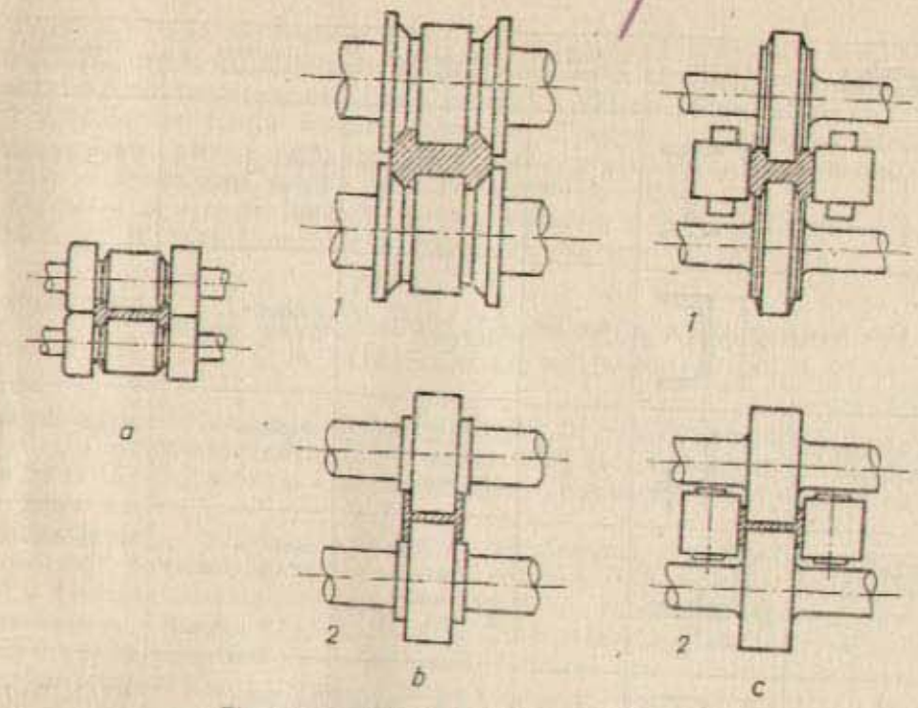



Fig. 1.7. Laminarea profilelor dublu T:
*a* — profile ușoare; *b*, *c* — profile grele; *1*, *2* — etape ale laminării.

își reduce grosimea inițială la mărimea determinată de distanța dintre cei doi cilindri. În timpul trecerii prin valțuri materialul este în principal alungit, deformația transversală fiind mică.

Piesa de oțel este trecută succesiv într-un sens sau altul printre cilindrii aceleiași caje sau printre cilindrii cajelor succesive ale liniilor. La fiecare trecere are loc o reducere a dimensiunilor secțiunii transversale a elementului primar. Pentru laminarea la forma finită, elementul trece prin mai multe linii de laminare. Deplasarea elementului se face pe căi cu role. Întrucît la diferitele treceri are loc o răcire a elementelor din oțel, acestea sînt reîncălzite în cuptoare speciale.

Într-o primă fază de laminare secțiunea lingourilor se reduce în laminoare degrosisoare.

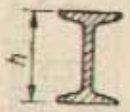
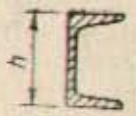
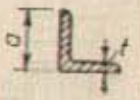
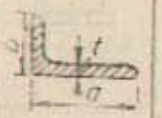
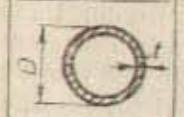
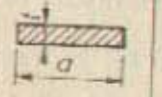
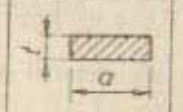
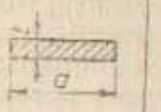
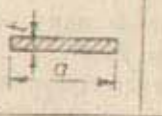
Laminarea produselor finite de diferite tipuri se face pe același principiu în laminoare finisoare (fig. 1.7).

Principalele produse laminate la cald, folosite la construcții metalice sînt date în tabelul 1.1.

*Laminarea la rece* se aplică benzilor laminate la cald. Prin laminarea la rece se obțin benzi cu grosimi mici (0,5...3 mm) care prezintă o suprafață mult mai curată decît a laminatelor la cald care păstrează după laminare o serie de oxizi imprimați pe fața metalului. Benzile laminate la rece se înfășoară în rulouri și se livrează ca atare.

1.1.2.2. **Alte procedee de fabricare a elementelor de construcții metalice.** *Extrudarea* constă din trecerea forțată a metalelor încălzite la temperaturi mari, aduse în stare plastică, prin matrițe de forme speciale; în acest mod se pot fabrica profile deschise, țevi de diferite forme ale secțiunii transversale etc.

*Tabelul 1.1*

| Nr. crt. | Denumirea laminatului | Forma secțiunii | Lungimi de livrare (m) | Dimensiuni caracteristice | Calitatea oțelului | Standardul de produs |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | Oțel I |  | 6...12 | $h = 8...40$ cm | conform STAS 500/2-80 | STAS 565-80 |
| 2 | Oțel U |  | 6...12 | $h = 6,5...$ 30 cm | conform STAS 500/2-80 | STAS 564-80 |
| 3 | Oțel cornier cu aripi egale |  | 4...12 | $t = 4...16$ $a = 20...$ 160 mm | conform STAS 500/2-80 | STAS 424-80 |
| 4 | Oțel cornier cu aripi inegale |  | 4...12 | $t = 8...9$ $a = 80...$ 100 mm $b = 65...75$ | conform STAS 500/2-80 | STAS 425-80 |
| 5 | Oțel pătrat | | 2...6 | $a = 8...60$ mm | conform STAS 500/2-80 | STAS 334-80 |
| 6 | Oțel rotund | | 2...6 | $d = 10...$ 150 mm | conform STAS 500/2-80 | STAS 333-80 |
| 7 | Țevi din oțel fără sudură |  | 4...12,5 | $t = 3...22$ $D = 25...$ 377 mm | conform STAS 8183-80 | STAS 404/2-80 |
| 8 | Bandă de oțel |  | Rulouri de 18... 100 kg | $t = 2...5$ $a = 20...$ 370 mm | conform STAS 500/2-80 | STAS 908-80 |
| 9 | Oțel lat |  | 3...12 | $t = 5...50$ $a = 20...$ 150 mm | conform STAS 500/2-80 | STAS 395-80 |
| 10 | Tablă groasă |  | 4...12 | $t = 3...150$ $a = 1\,000...$ 4 000 mm | conform STAS 500/2-80 și STAS 9021-80 | STAS 437-80 |
| 11 | Tablă striată |  | 4...12 | $t = 4...10$ $a = 700...$ 1 500 mm | conform STAS 500/2-80 | STAS 3480-80 |



*Tragerea* constă din trecerea forțată a unui element de secțiune mică și lungime mare printr-un calibru fix cu secțiunea orificiului mai mică decît a elementului. Prin tragere se obțin țevi, profile cu secțiuni reduse, sîrme etc.

*Trefilarea* reprezintă tragerea sîrmelor. Tragerea și trefilarea efectuîndu-se la rece, piesele obținute prin aceste procedee au dimensiuni mai precise și fețele mai netede decît laminatele la cald.

*Formarea la rece* se folosește pentru elementele de construcție cu pereți subțiri, cu diferite forme ale secțiunii transversale (v. cap. 11).

## 1.2. ALIAJE DE ALUMINIU. FABRICAREA ALUMINIULUI ȘI A ALIAJELOR DE ALUMINIU

Aluminiul este un metal foarte răspîndit în natură sub formă de silicați (argilă), fluoruri (criolită), hidroxizi (bauxită) etc. Extragerea se efectuează din bauxită, care este un oxid de aluminiu amestecat cu alți oxizi și cu apă de hidratare.

Bauxita este transformată în hidrat de aluminiu prin dizolvarea bauxitei în hidroxid de sodiu în vase de oțel sub presiune, la o temperatură de 100... 200°C. Hidratul de aluminiu care se precipită este calcinat în cuptoare rotative, obținîndu-se alumina ($Al_2O_3$). În etapa următoare de fabricație se extrage aluminiul din alumină prin electroliză. Alumina este dizolvată în prealabil în criolită topită și este introdusă într-un cuptor electric cu electrozi de cărbune. Alumina se descompune în aluminiu, care se depune pe fundul băii la catod și în oxigen care se combină cu cărbunele electrozilor.

Prin aliajul altor elemente (Mg, Si, Zn, Mn, Cu) se obțin aliaje de aluminiu care au o largă răspîndire în tehnică.

Elaborarea aliajelor de aluminiu se face în cuptoare speciale cu vatră sau electrice în care se introduce aluminiul sub formă de blocuri și semifabricate (prealiaje) de aluminiu care conțin elementele de aliere în proporțiile necesare. Aliajele sînt turnate în piese semifabricate care servesc pentru obținerea produselor finite. Pentru turnarea semifabricatelor din aluminiu sînt folosite următoarele procedee : turnarea în lingotiere, turnarea semicontinuă, turnarea continuă care uneori este urmată de laminarea continuă ; de asemenea se folosesc și procedee speciale.

### 1.2.1. PROCEDEE DE FABRICARE

Principalele procedee de prelucrare a semifabricatelor din aluminiu și din aliaje de aluminiu sînt laminarea, la cald sau la rece, extrudarea, tragerea și formarea la rece.

### 1.2.2. CARACTERISTICILE ALUMINIULUI ȘI ALE ALIAJELOR DE ALUMINIU

Aluminiul este un metal de culoare albă, cu o nuanță albăstruie, maleabil și ductil. În aer se acoperă cu un strat subțire de oxid de aluminiu care-l protejează, împiedicînd propagarea coroziunii spre interiorul piesei.

Greutatea tehnică a aluminiului la temperatura obișnuită este de 2 700 daN/m³. Temperatura de topire este + 658°C. Rezistența aluminiului la rupere este mică (circa 100 N/mm²). De aceea nu este indicat a fi folosit în construcții nealiat, ci sub formă de aliaje, care au caracteristici mecanice superioare aluminiului pur.

## 1.3. STRUCTURA CRISTALINĂ A METALELOR

### 1.3.1. REȚEAUA CRISTALINĂ. SISTEME DE CRISTALIZARE

În stare solidă metalele prezintă o structură cristalină caracterizată prin așezarea ordonată a atomilor în spațiu, pe baza unor legi precise și caracteristice fiecărui metal sau aliaj metalic. Aceste legi sînt concretizate în *sistemul de cristalizare* al substanței.

Un cristal este un grăunte metalic cu dimensiuni de ordinul sutimilor de mm, care se formează cînd atomii se dispun după o rețea spațială, avînd rolul unui sistem de coordonate tridimensional (fig. 1.8). În fiecare rețea cristalină un anumit grup fundamental de atomi se repetă indefinit după cele trei dimensiuni. Acest grup fundamental se denumește *celulă cristalină elementară*. Un cristal este constituit din o serie de reproduceri paralele ale acestei celule. În practică, se obișnuiește să se definească ansamblul cristalului în funcție de celula elementară.

Oțelul și aluminiul cristalizează în sistemul cubic, caracterizat prin două moduri de așezare a atomilor: sistemul cubic cu *volum central* (fig. 1.9, *a*), cînd atomii ocupă vîrfurile și centrul cubului și sistemul cubic cu *fețe centrate* cînd atomii ocupă vîrfurile și centrele fețelor cubului (fig. 1.9, *b*).

Sistemul cubic cu volum centrat prezintă o așezare mai compactă a atomilor și ca atare interspațiile sînt mai mici decît în cazul sistemului cu fețe centrate.

Din punct de vedere fizic, coeziunea dintre atomii metalici este asigurată de forța de legătură. Această forță de coeziune, numită și legătură metalică, se poate explica prin faptul că fiecare atom metalic din rețea cedează aproximativ un electron din pătura exterioară de electroni și prin aceasta se încarcă pozitiv, devenind un ion pozitiv. Electronii cedați pot să se miște liber între ioni, formînd gazul electronic, care într-o anumită măsură acționează ca liant ce menține legătura dintre ioni (fig. 1.10). Sistemul cristalin imaginat a fi format din atomi este de fapt format din ioni și din gazul electronic.

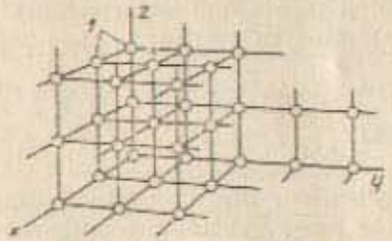



Fig. 1.8. Rețea spațială cubică simplă:
*1* — nodurile rețelei.

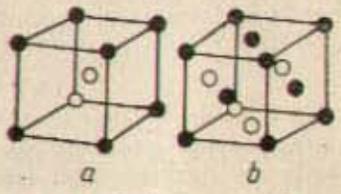



Fig. 1.9. Celulă elementară cubică.

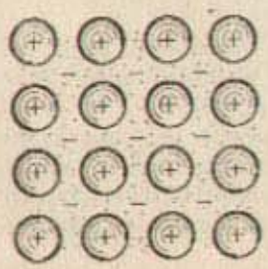


Fig. 1.10. Reprezentarea schematică a legăturii metalice:
(+) ioni pozitivi; (—) gaz electronic negativ.



### 1.3.2. CRISTALIZAREA PRIMARĂ. TRANSFORMĂRILE ALOTROPICE ALE FIERULUI

Trecerea din stare lichidă în stare solidă prin cristalizare se produce la o anumită temperatură, proprie fiecărui metal. Pentru ca cristalizarea să aibă loc este necesară o subrăcire, adică o scădere a temperaturii sub temperatura teoretică de cristalizare.

Procesul de cristalizare începe prin formarea în diferite puncte din metalul lichid a unor particule solide cristaline, numite centre de cristalizare. Pe măsura scăderii temperaturii, cristalele se măresc și apar noi centre de cristalizare (fig. 1.11).

Cînd numărul centrelor de cristalizare este redus, cristalele formate se pot dezvolta relativ mult. Dacă numărul centrelor de cristalizare este mare, cristalele se împiedică reciproc în dezvoltarea lor și oțelul rezultat are o granulație fină, prezentînd avantaje deosebite din punctul de vedere al proprietăților mecanice. Pentru a mări numărul centrelor de cristalizare trebuie produsă o subrăcire mare, care mărește viteza de apariție a centrelor de cristalizare, micșorînd pe aceea d formare a cristalelor. Mărirea numărului de centre le cristalizare se poate produce de asemenea prin existența în masa oțelului topit a unor carburi sau nitruri (compuși ai carbonului și azotului cu diferite elemente de aliere, cum sînt cromul, molibdenul, aluminiul, vanadiul); acestea se găsesc uniform repartizate în masa oțelului lichid sub formă de particule fine și constituie centre de cristalizare, care duc la formarea unei granulații fine.

În stare solidă un metal poate cristaliza în diferite sisteme cristaline în funcție de temperatură sau de alți factori. Această proprietate se numește *alotropie* sau *polimorfism*. Trecerea de la o stare alotropică la alta ($\alpha \rightarrow \beta$, $\beta \rightarrow \gamma$, $\gamma \rightarrow \delta$) datorită temperaturii, are loc la temperatura de transformare alotropică (fig. 1.12).

Stările alotropice ale fierului sînt prezentate în figura 1.12 în care sînt arătate și sistemele de cristalizare. Prezintă interes fierul $\gamma$ care cristalizează în sistemul cu fețe centrate (906...1 390°C) și fierul $\alpha$ întîlnit la temperatura de exploatare.

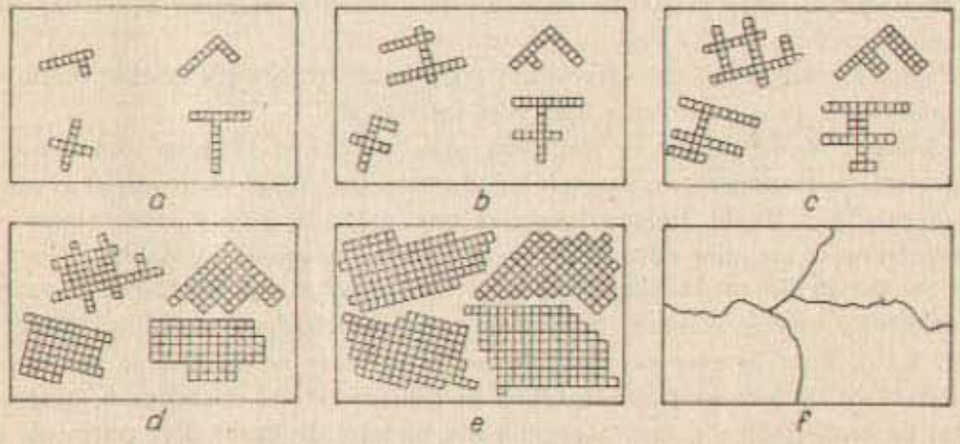



Fig. 1.11. Reprezentarea schematică a solidificării unui metal topit:
*a* ... *f* — fazele solidificării.

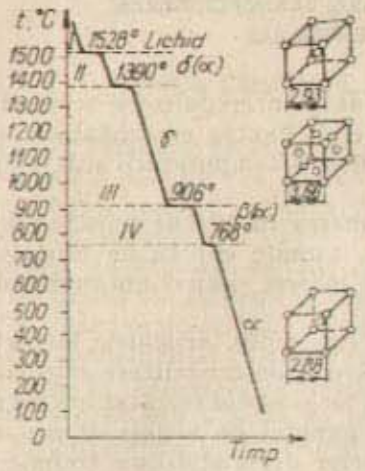



Fig. 1.12. Curba de cristalizare a fierului la răcire.

## 1.4. STRUCTURA ALIAJELOR METALICE

### 1.4.1. TIPURI DE ALIAJE

Fierul și aluminiul se aliază cu diferite elemente care, adăugate în proporții corespunzătoare, le conferă anumite proprietăți.

Gradul de aliere se controlează la elaborare și se realizează prin adaosuri de elemente de aliere (feroaliaje, respectiv aliaje). În funcție de gradul de aliere și de tehnologia de fabricație, legătura structurală între elementele chimice poate avea formele arătate în continuare.

*Amestecul mecanic* se produce cînd elementele ce compun aliajul nu se dizolvă reciproc în stare solidă și nici nu formează reacții chimice (de exemplu, perlita care este un amestec de ferită și cementită).

*Compușii chimici* care apar ca urmare a reacțiilor chimice dintre elemente și formează o rețea cristalină deosebită de aceea a componenților lor (de exemplu carbura de fier $Fe_3C$, denumită cementită).

*Soluțiile solide* care apar frecvent și sînt caracteristice aliajelor metalice se pot forma prin substituție sau prin interstiție.

— *Soluțiile de substituție* se formează prin înlocuirea atomilor din rețeaua cristalină a componentului (metalului) de bază (fig. 1.13, *a*) cu atomi ai altui element (fig. 1.13, *b*). Pentru formarea unei astfel de soluții este necesar ca razele atomice ale celor două elemente să fie aproape egale (fig. 1.14).

— *Soluția de interstiție* (pătrundere) se formează prin pătrunderea atomilor elementului care se dizolvă, în golurile rețelei cristaline a metalului de bază (fig. 1.15). Este necesar ca atomii elementului care se dizolvă să aibă raze suficient de mici ca să poată începea în golurile rețelei cristaline a materialului de bază (0,59 din raza atomului din metalul de bază). Pot pătrunde în golurile rețelei și unii atomi cu raze mai mari, dar în acest caz se produce o deranjare a rețelei, iar aliajul nu este întotdeauna stabil.



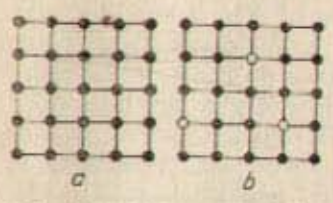



Fig. 1.13. Formarea soluției solide de substituție: *a* — metalul de bază; *b* — soluție solidă.

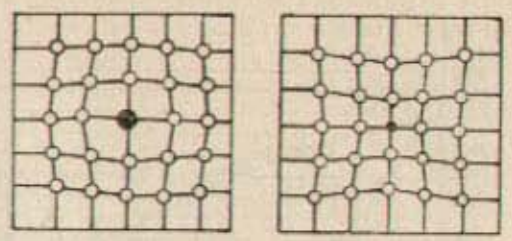


Fig. 1.14. Deranjarea rețelei la formarea soluției de substituție.

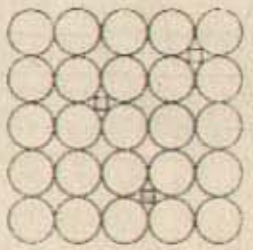


Fig. 1.15. Soluție solidă de interstiție.

### 1.4.2. STRUCTURA OȚELURILOR CARBON ȘI A OȚELURILOR SLAB ALIATE

Constituentul de bază al oțelului la temperatura ambiantă este fierul $\alpha$, denumit și *ferită*. Rețeaua feritei prezintă goluri al căror diametru maxim este de 0,38 Å, diametrul atomului de carbon fiind de 1,54 Å. Deoarece carbonul nu formează decît soluții de interstiție, rezultă că, practic la temperatura ambiantă carbonul apare în oțel sub forma unui compus chimic $Fe_3C$, numit *carbură de fier* sau *cementită*. O parte cementită împreună cu șase părți ferită formează un amestec mecanic numit *perlită*.

Perlita este constituentul normal al oțelurilor carbon răcite încet și conține circa 0,85% carbon. Oțelurile de construcții la care procentul de carbon este în jurul a 0,2 sînt alcătuite din perlită și ferită în proporții corespunzătoare fiecărui tip de oțel.

Ferita este moale, plastică, iar cementita este dură și casantă. Perlita ocupă o poziție intermediară între ferită și cementită.

În oțelurile carbon la temperatura obișnuită se mai găsesc și elemente cu diametre mai mici decît ale carbonului, dar mai mari decît diametrul golului cum sînt fosforul, hidrogenul și azotul, pătrunse forțat în golurile rețelei.

Soluțiile de interstiție la care rețeaua este deformată prin pătrunderea unor elemente cu diametru mai mare decît al golului sînt de cele mai multe ori soluții instabile, care se pot descompune producînd modificări ale caracteristicilor mecanice ale oțelurilor. În această categorie intră carbonul (C), azotul ($N_2$) care produc îmbătrînirea oțelului.

În oțelurile slab aliate, elementele de aliere apar sub una din formele arătate la § 1.4.1.

La temperaturi ridicate la care au loc prelucrările oțelului (laminarea, forjarea), fierul din aliaj se găsește în starea alotropică $\gamma$ (austenită). La tem-

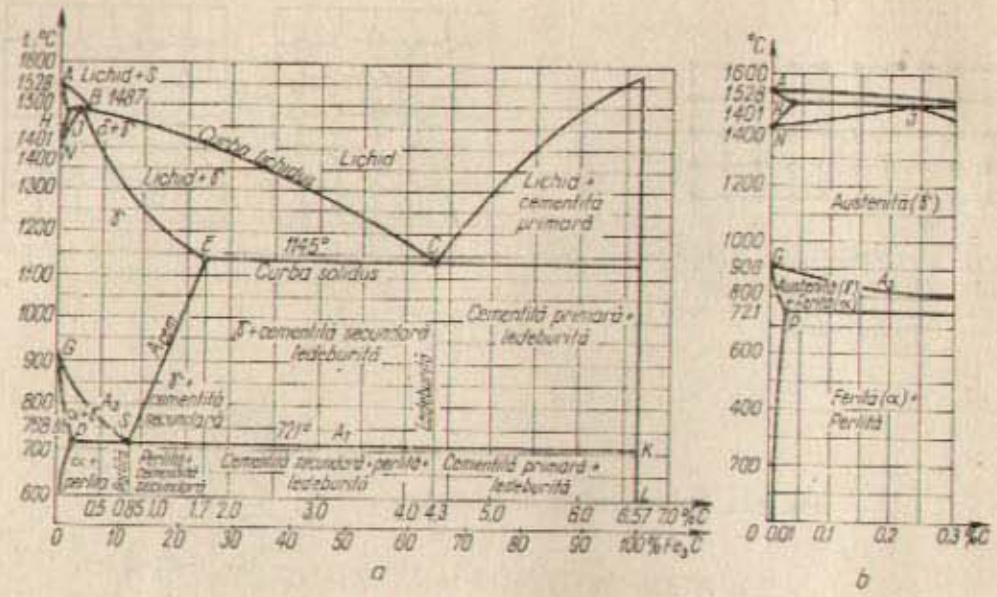



Fig. 1.16. Diagrama fier-carbon :
a — generală ; b — zona oțelurilor pentru construcții metalice.

peratura de formare a austenitei, cementita se descompune în ferită și carbon, iar carbonul este dizolvat în fier. Fierul $\gamma$, care la această temperatură este în stare moale și plastică, prezintă goluri ale rețelei de diametru mai mare decît al fierului $\alpha$, astfel că se pot forma soluții de interstiție.

Procesul de cristalizare al aliajelor fier-carbon în condiții de încălzire sau răcire lentă este reprezentat prin diagrama de echilibru fier-carbon (fig. 1.16). Pentru oțelurile de construcții prezintă interes zona din diagramă corespunzînd procentelor de carbon pînă la 0,25...0,30.

Domeniile de transformare ale structurii cristaline sînt delimitate de curbele (limite) de transformare în stare solidă.

Temperaturile corespunzătoare liniei $PS$ sub care fierul se găsește numai sub formă de fier $\alpha$ se notează cu $A_1$, iar cele corespunzătoare curbei $GS$ deasupra căreia fierul se găsește sub formă de fier $\gamma$ se notează cu $A_3$. Punctele $A_1$ și $A_3$ de pe curbele corespunzătoare sînt cunoscute sub denumirea de punct critic inferior, respectiv punct critic superior. Intervalele de temperaturi cuprinse între punctele $A_1$ și $A_3$ se numesc intervale de transformare.

La oțelurile de construcții care au procente mici de carbon (în jurul a 0,2%) apare mai întîi un amestec de ferită și austenită care în final, prin transformarea austenitei în perlită, conduce la un amestec de perlită și ferită.

Transformările sînt reversibile și corespund unor viteze de răcire sau de încălzire lente. Transformările structurale apar la elaborarea oțelului, la laminare și la tratament termice ; ele apar de asemenea și la sudarea pieselor de oțel și determină proprietățile și comportarea oțelului în construcții.

Transformarea perlito-austenitică și respectiv austenito-perlitică se produce în modul următor :

— la ridicarea temperaturii peste $A_1$ începe transformarea feritei în austenită ; peste $A_3$ structura este integral austenitică dizolvînd carbonul. La coborîrea temperaturii fenomenul este reversibil ; sub $A_1$ structura redevine feritică, carbonul regăsindu-se sub form . de cementită, respectiv perlită.



Ca atare oțelurile pentru construcții (la temperatura de exploatare) sînt formate din ferită și perlită, avînd deci o structură ferito-perlitică. Această structură apare atît la oțelurile realizate cu puțin carbon, cît și la oțelurile slab aliate în cazul cînd acestea nu sînt tratate termic sau sînt supuse unui tratament termic de normalizare.

Corespunzător diferitelor temperaturi la care are loc răcirea, din descompunerea austenitei apar diferiți constituenți (perlită, sorbită, troostită). Aceștia au în general structura cu atît mai fină cu cît temperatura de răcire este mai coborîtă, respectiv cu cît viteza de răcire este mai mare.

La o viteză de răcire mare, corespunzînd unei temperaturi de răcire de 400°C, apare constituentul denumit *bainită*. Bainita este compusă din ferită și cementită, dar datorită vitezei mari de răcire, cementita nu se poate forma imediat după răcire. Rezultă o ferită puternic saturată cu carbon, din care mai tîrziu se separă carbonul sub formă de carbură de fier ; bainita are o structură aciculară și este mai dură decît constituenții anteriori avînd proprietăți plastice mai reduse.

La temperatura de 250...300°C nu se mai pot produce formări de carburi ($Fe_3C$). Austenita trece în ferită înglobînd în rețea atomii de carbon în soluție suprasaturată și formează constituentul denumit *martensită*. Aceasta cristalizează în sistemul tetragonal cu volum central. Cristalele de martensită sînt aciculare și apar în structură amestecate cu ferita. Celula martensitei este mai mare decît a feritei (fig. 1.17, *b*). Martensita este foarte dură, are rezistențe mari și este fragilă.

Formarea martensitei este posibilă dacă răcirea se face cu o viteză mai mare decît o anumită viteză denumită critică. Viteza critică este cu atît mai mică cu cît conținutul de carbon este mai mare. Pentru oțelurile cu un conținut redus de carbon (pînă la 0,3%), martensita se produce mai rar. Introducerea unor elemente de aliere reduce viteza critică pentru același conținut de carbon.

La răcirea oțelurilor mai pot apărea și alte structuri defavorabile pentru comportarea oțelului în construcții datorită caracterului lor fragil.

*Structura Wiedmannstätten* este caracteristică oțelurilor turnate și structurii îmbinărilor sudate și apare în cazul cînd dintr-o cauză oarecare grăuntele de austenită a fost prea mare, sau a avut loc o supraîncălzire a elementului sau îmbinării. De regulă prin încălzire la temperaturi prea mari se formează cristale grosolane. Același fenomen se produce și cînd are loc o încălzire prelungită.

Fragilitatea se datorește faptului că ferita se formează sub formă de ace și plăci intrînd în grăunții de perlită.

În cazul oțelurilor cu puțin carbon (0,02...0,2%), la o răcire foarte lentă lamelele de ferită ale perlitei cristalizează pe cristalele primare de ferită, care se găsesc în exces, iar cementita din perlită se separă în rețea la limitele grăunților de ferită. Această cementită structural liberă (care nu formează perlită) este denumită *cementită terțiară*.

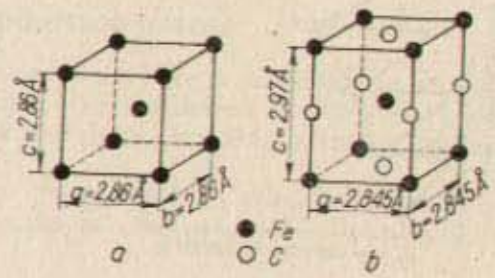



Fig. 1.17. Celula elementară a fierului $\alpha$ *(a)* și a martensitei *(b)*.

### 1.4.3. RECRISTALIZAREA. STRUCTURI DE LAMINARE

Datorită diferitelor acțiuni mecanice care produc deformații plastice la rece, metalul suferă unele deformări ale rețelei sau ale cristalelor : acestea se manifestă prin mărirea durității, a rezistenței la rupere și a limitei de curgere și prin reducerea plasticității. Dacă metalul este încălzit are loc un proces de refacere a rețelei și a cristalelor.

*Recristalizarea* este procesul de refacere a cristalelor unui metal sau ale unui aliaj metalic, care a suferit deformări ale rețelei cristaline și deformații puternice ale grăunților, datorite unor deformații plastice la rece. Recristalizarea se poate produce la o anumită temperatură (temperatura de recristalizare), care este în funcție de compoziția chimică a aliajului, de gradul de deformare a rețelei și a cristalelor. Pentru oțelurile carbon, recristalizarea începe de obicei în jurul temperaturii de +550°C.

Temperatura de recristalizare este cu atît mai joasă cu cît deformarea anterioară a fost mai puternică. Grăuntele care apare la recristalizare este cu atît mai fin cu cît deformarea anterioară a fost mai puternică, deoarece cristalele deformate formează noi centre de recristalizare, iar existența unui număr mare de centre conduce la creșterea uniformă a cristalelor și la o granulație fină a oțelului.

Recristalizarea propriu-zisă se produce pînă la temperatura de pe curba $A_3$, după care se obține transformarea austenitică totală.

Prelucrarea la cald a metalelor, precum și majoritatea tratamentelor termice au loc la temperaturi deasupra temperaturii de recristalizare. În cazul prelucrării prin deformare plastică la cald, structura metalului este sensibil modificată, producîndu-se o compactare a materialului. Prin laminare sînt anihilate structurile cu grăunți grosolani, și se obține în final o structură cu grăunți fini. Procesul de finisare al grăuntelui prin laminare este reprezentat în figura 1.18. La diferite treceri succesive prin valțuri se produce o sfărîmare a grăunților care, datorită temperaturii, cresc pînă se produce o nouă sfărîmare a lor. Laminarea trebuie oprită la o temperatură la care recristalizarea să se poată încă produce.

La laminare, prin deformație plastică, oțelul capătă o structură fibroasă, cu direcția fibrelor dirijată în direcția principală de alungire (fig. 1.19). Metalul capătă proprietăți diferite în lungul fibrelor față de cele transversal pe fibre. Incluziunile nemetalice din masa oțelului capătă și ele o așezare în lungul laminării. Segregarea zonală, specifică oțelurilor necalmate, se deformează

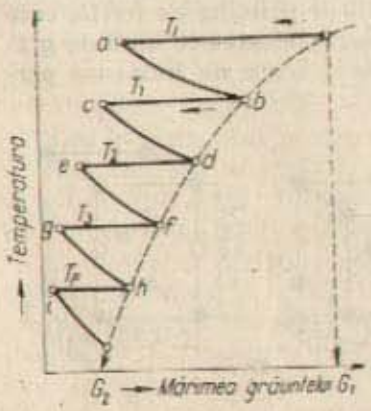



Fig. 1.18. Reprezentarea schematică a modului de finisare a grăuntelui de laminare : $G_1$ — mărimea inițială a grăuntelui ; $G_2$ — mărimea finală a grăuntelui.

Fig. 1.19. Schema îndesării și orientării cristalelor datorită laminării.

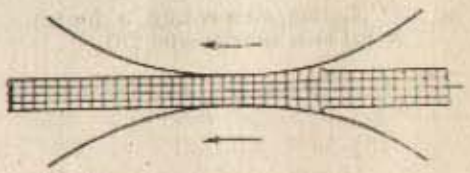


Fig. 1.20. Segregare zonală în elementele laminate.

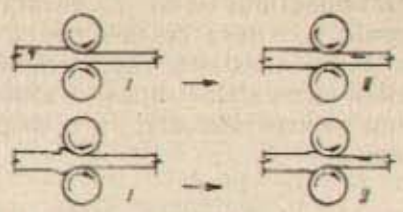


Fig. 1.21. Defectul de suprapunere datorat laminării.

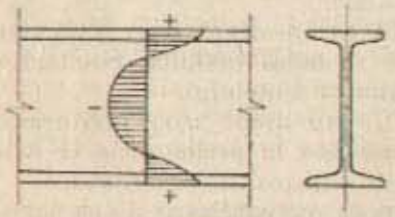


Fig. 1.22. Tensiuni remanente din răcire într-un profil laminat.

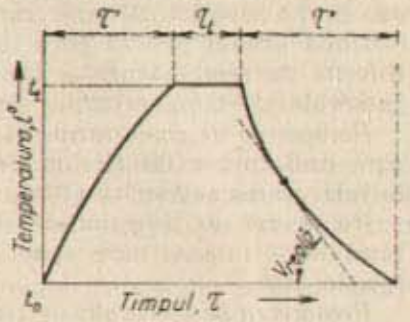



Fig. 1.23. Curba de tratament termic.

odată cu oțelul, concentrîndu-se în zona centrală a laminatului (fig. 1.20). Aceste fenomene fac ca metalul să capete proprietăți mecanice diferite pe cele două direcții ; alungirile la rupere sînt în general mai mari în lungul laminării.

Caracteristicile mecanice, în special limita de curgere, sînt cu atît mai mari cu cît laminatele sînt mai subțiri. Aceasta se datorește trecerilor repetate prin cilindri care asigură o îndesare mai bună a fibrelor metalice.

La laminare se pot produce și defecte, denumite suprapuneri, care apar atunci cînd o parte a metalului este îndoită și presată pe o suprafață vecină de care nu se sudează deoarece fețele suprapuse sînt oxidate (fig. 1.21).

La răcirea neuniformă a laminatelor apar tensiuni remanente. Repartizarea lor este funcție de forma laminatului (fig. 1.22). Mărimea tensiunilor remanente crește cu grosimea produsului laminat datorită răcirilor neuniforme mai accentuate pe grosime.

De regulă apar tensiuni de întindere în zonele care se răcesc mai tîrziu. Mecanismul formării lor este arătat la pct. 4.9.2.

## 1.5. TRATAMENTELE TERMICE ALE OȚELURILOR

### 1.5.1. ROLUL TRATAMENTELOR TERMICE

Tratamentele termice ale metalelor au scopul de a modifica în măsura dorită structura și proprietățile acestora. Un tratament termic constă din încălzirea la o anumită temperatură a metalului, urmată de răcire (ambele controlate).

Regimul de tratament termic este determinat de următorii parametri principali (fig. 1.23) : temperatura maximă la care a fost încălzit aliajul în

timpul tratamentului termic $t_t$, durata de menținere la temperatura de tratament termic $\tau_t$, viteza de încălzire și viteza de răcire ; vitezele de încălzire și răcire pot fi constante sau variabile.

Încălzirea elementelor supuse tratamentelor termice se face în cuptoare de dimensiuni corespunzătoare, care asigură o încălzire controlată și uniformă a acestora.

### 1.5.2. TRATAMENTE TERMICE APLICATE ELEMENTELOR DIN OȚEL

1.5.2.1. **Recoacerea. Normalizarea.** Recoacerea este un tratament termic care are drept scop să dirijeze transformările în stare solidă.

După scopul pentru care se aplică, recoacerea se efectuează în condiții diferite de temperatură și timp, purtînd diferite denumiri și avînd diferite intervale ale temperaturilor de încălzire (fig. 1.24).

*Recoacerea de omogenizare* ($t_t = 1\,050 \ldots 1\,150$°C) are drept scop o repartizare uniformă a diferitelor elemente de aliere în masa oțelului, conducînd la înlăturarea segregării și la o omogenizare chimică a oțelului.

*Recoacerea de detensionare* ($t_t = 400 \ldots 600$°C) are drept scop înlăturarea tensiunilor interne care apar în elementele metalice la prelucrările la cald sau la rece.

*Recoacerea de recristalizare* (între temperatura de recristalizare și cea corespunzătoare curbei $A_1$ din diagrama fier-carbon) înlătură efectele deformărilor plastice la rece (ecruisării), mărind în mod corespunzător plasticitatea oțelului.

*Recoacerea cu recristalizare de fază* constă din încălzirea elementelor de oțel la o temperatură cu puțin superioară curbei de transformare $A_3$ și are ca variante *recoacerea completă* și *recoacerea de normalizare*.

Pentru oțelurile folosite la realizarea elementelor de construcții metalice tipul de tratament aplicat este *normalizarea* (recoacere de normalizare) constînd din încălzirea la temperaturi cu 40...50°C peste $A_3$, cu menținerea la această temperatură timp de 30...60 min, necesară încălzirii uniforme a piesei pe toată grosimea ei, și urmată de o răcire în aer.

Datorită trecerii de două ori prin transformarea $\alpha/\gamma$ și răcirii în aer liniștit, descompunerea austenitei în perlită se produce complet, rezultînd o structură ferito-perlitică cu grăunți fini.

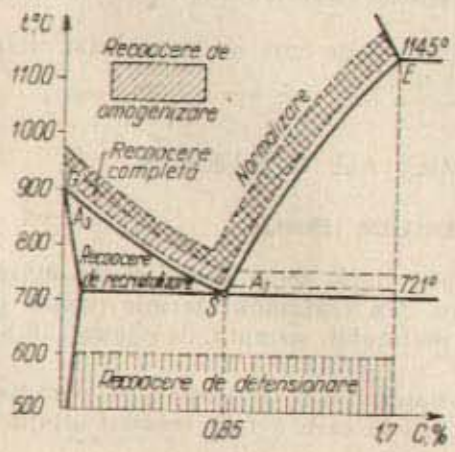



Fig. 1.24. Intervalele temperaturilor de încălzire pentru recoacerea oțelurilor carbon.



Prin normalizare sînt anulate toate defectele structurale care se pr datorită unei răciri necorespunzătoare la laminare sau la sudare (struc cu grăunți prea mari, structuri Wiedmanustätten, structuri martensitice). De asemenea este înlăturat efectul deformațiilor la rece, și sînt anulate tensiunile remanente rezultate din laminare sau din sudare. Oțelurile normalizate, datorită granulației fine, au caracteristici mecanice superioare față de oțelurile nenormalizate ; aceste proprietăți sînt mai accentuate în cazul oțelurilor calmate și se referă în special la tenacitate.

Normalizarea se aplică pieselor laminate, în special tablelor cu grosimi mai mari. Oțelurile carbon calmate și oțelurile slab aliate sînt supuse de regulă tratamentului de normalizare.

Un efect asemănător se poate obține și prin *dirijarea temperaturii* la *laminare* și *răcire*, ce creează elementelor laminate, care se răcesc, condiții asemănătoare cu cele de la normalizare, rezultînd în final un oțel cu o structură fină și omogenă. Laminarea și răcirea dirijată pot fi aplicate profilelor și tablelor cu grosimi relativ mici.

1.5.2.2. **Îmbunătățirea.** Îmbunătățirea este un tratament termic prin care se obține o modificare sensibilă a caracteristicilor mecanice ale oțelului, prin creșterea rezistenței la rupere și a limitei de curgere, precum și a tenacității, în special în condițiile unor temperaturi coborîte.

Îmbunătățirea constă, din două tratamente termice complementare : *călirea* și *revenirea la temperatură înaltă*.

În cazul oțelurilor care au un conținut de carbon de cel puțin 0,3%, *călirea* constă din încălzirea metalului la o temperatură cu 30...50°C deasupra curbei $A_3$, la care se menține pînă cînd piesa s-a încălzit în toată grosimea ei. După aceasta i se aplică o răcire rapidă în apă — în cazul oțelurilor carbon — sau în ulei — în cazul oțelurilor aliate, — obținînd o structură martensitică cu duritate foarte mare și fragilă.

Proprietatea de a forma structura martensitică dură, respectiv de a se căli (denumită călibilitatea unui oțel), este în funcție de conținutul de carbon și de alte elemente de aliere ; viteza de răcire critică este în raport invers cu procentul în care se găsesc aceste elemente. Cînd carbonul sau elementele de aliere se găsesc în cantități prea mici în aliaj, călirea acestuia nu poate fi realizată.

Datorită lipsei proprietăților plastice, oțelul călit nu poate fi folosit la construcții metalice. De aceea el este supus unui tratament termic suplimentar denumit revenire.

*Revenirea* constă din încălzirea metalului la o temperatură sub curba $A_1$, după care urmează o răcire rapidă în aer sau în ulei. Prin revenire se obține o granulație mai fină și totodată o repartizare mai uniformă a constituenților structurali. Carbonul din martensită difuzează în masa de ferită și se formează carburi de fier. Intervalele temperaturilor de încălzire pentru călirea și revenirea oțelurilor sînt date în figura 1.25.

Prin revenire, oțelul călit își micșorează duritatea și rezistența la rupere, dar alungirea crește. Proprietățile mecanice ale oțelului călit și revenit sînt superioare celor ale metalului netratat termic.

Cu cît temperatura de revenire este mai coborîtă, cu atît rezistențele mecanice sînt mai ridicate, iar alungirea este mai mică. Se disting : *revenirea la temperatură înaltă* (550...700°C), cînd se obțin alungiri mari și rezistențe la rupere mai ridicate cu circa 20...50% față de cele ale metalului netratat (în stare laminată) ; *revenirea la temperatură joasă* (350...500°C) cînd se obțin

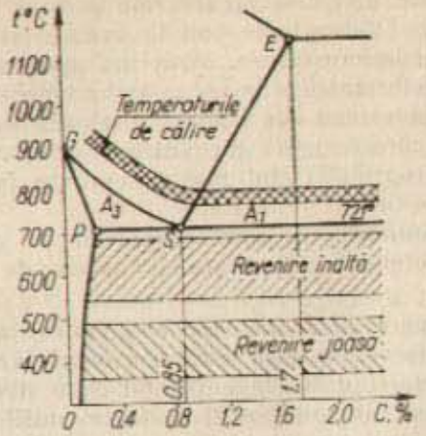



Fig. 1.25. Intervalele temperaturilor de încălzire pentru călirea și revenirea oțelului carbon.

rezistențe la rupere cu circa 70...100% mai mari decît cele ale metalului netratat termic, dar alungiri mai reduse.

*Tratamentul termic de îmbunătățire* constă, așa cum s-a arătat anterior, din călire urmată de revenire la temperatură înaltă ; este aplicat în general oțelurilor cu conținut mare de carbon ($C > 0,3\%$) și oțelurilor aliate folosite în construcția pieselor de mașini.

La oțelurile călite și revenite apare o apropiere între limita de curgere și rezistența la rupere. Dacă la oțelurile netratate termic raportul $\sigma_c/\sigma_r$ are valori între 0,65 și 0,7, la oțelurile îmbunătățite acest raport se ridică la valori cuprinse între 0,8 și 0,9, uneori și mai mari. Raportul este cu atît mai apropiat de unitate, cu cît temperatura de revenire este mai coborîtă, și scade odată cu creșterea acesteia.

Oțelurile revenite la temperatură mai ridicată ($\sigma_c \simeq 0,8\ \sigma_r$) prezintă și un palier de curgere, dar mai redus decît în cazul oțelului în stare laminată. La oțelurile revenite la temperaturi mai coborîte ($\sigma_c \simeq 0,9\sigma_r$) palierul de curgere dispare, domeniul plastic fiind marcat de limita de curgere tehnică, $\sigma_{0,2}$.

În ultima vreme tratamentul termic de îmbunătățire a fost extins și la tablele laminate din oțeluri slab aliate. Prin îmbunătățire cu revenire la temperatură înaltă se obțin oțeluri care au limita de curgere cu 30...50% mai mare decît a oțelului netratat termic, păstrînd în același timp o alungire suficient de mare. În acest caz, datorită conținutului redus de carbon, prin călire se obține de fapt o *structură bainitică* și în măsură mai redusă o structură martensitică. Datorită structurii cristaline fine și uniforme, obținută prin îmbunătățire, oțelurile slab aliate îmbunătățite prezintă proprietăți de tenacitate superioare oțelurilor slab aliate normalizate, în special în domeniul temperaturilor joase ; elementele din oțeluri slab aliate îmbunătățite pot fi sudate cu unele măsuri speciale.

## 1.6. INFLUENȚA COMPOZIȚIEI CHIMICE ASUPRA CARACTERISTICILOR MECANICE ALE OȚELULUI

### 1.6.1. INFLUENȚA CARBONULUI

Carbonul este elementul chimic care influențează într-o măsură importantă structura și proprietățile oțelului. Creșterea conținutului de carbon are efecte favorabile asupra proprietăților de rezistență, însă îi reduce sensibil tenacitatea. Conținutul de carbon la oțelurile de construcții variază între 0,15 și 0,25%. Procente mai mari pot duce în cazul unei răciri cu viteză mare, la formarea unor structuri martensitice sau bainitice fragile. Procentele reduse de carbon (între 0,10 și 0,14%) pot duce în timpul răcirii, la formarea cementitei terțiare, constituent care produce fragilizarea oțelului. În consecință influența carbonului poate deveni defavorabilă la prelucrările termice ale unui element de construcție metalică și în special în cazul sudării acestuia.



### 1.6.2. INFLUENȚA MANGANULUI

Manganul acționează ca un dezoxidant puternic al oțelului și contribuie la finisarea granulației ; ca element de aliere îmbunătățește proprietățile mecanice ale oțelului, mărindu-i rezistența și tenacitatea. Manganul este principalul element de aliere a oțelurilor slab aliate folosite la structuri metalice. Manganul mărește călibilitatea oțelului, favorizînd apariția bainitei în structură ; de aceea la oțelurile pentru construcții sudate, conținutul său este limitat la 1.7...1.8%. În comparație cu carbonul, puterea de călire a manganului este de circa 5 -6 ori mai mică. Rezultă deci că este de preferat să se îmbunătățească proprietățile de rezistență ale oțelurilor folosind în locul carbonului un conținut mai ridicat de mangan. O creștere a raportului între conținutul de mangan și cel de carbon, în condițiile obținerii aceleiași rezistențe la rupere are ca efect o mărire a tenacității, în special la temperaturi negative.

### 1.6.3. INFLUENȚA SILICIULUI

Siliciul, ca și manganul, acționează ca un dezoxidant al oțelului, contribuind în același timp la reducerea segregării zonale. Siliciul duce la o creștere a granulației și în consecință influențează defavorabil asupra tenacității. Siliciul mărește sensibilitatea de fisurare la cald a oțelului și ca atare trebuie limitat în cazul oțelurilor pentru construcții sudate la 0,40...0,50%, în funcție de conținutul în carbon și mangan al acestora. Excepție fac unele oțeluri slab aliate cu mangan și siliciu la care conținutul de siliciu poate ajunge pînă la 1%.

### 1.6.4. INFLUENȚA SULFULUI ȘI A FOSFORULUI

Sulful și fosforul pot fi considerate drept impurități dăunătoare în oțel, și ca atare conținutul lor trebuie să fie cît mai redus.

*Sulful* formează cu diferite elemente din oțel compuși, care au punctele de topire joase, mărind sensibilitatea de fisurare la cald, ceea ce devine periculos în cazul sudurilor. Conținutul de sulf se limitează la 0,040...0,055%, în funcție de clasa de calitate a oțelului.

*Fosforul* formează structuri cu proprietăți fragile și cu tenacitate redusă. Fosforul favorizează segregația și în consecință formarea structurilor în benzi la laminare. Conținutul de fosfor la oțelurile de construcții sudate este limitat la 0,040...0,055%.

Fosforul este folosit uneori ca element de aliere, împreună cu alte elemente (cupru și crom) pentru elaborarea unor oțeluri rezistente la coroziune sau la abraziune. În acest caz conținutul de fosfor poate ajunge pînă la 0.15...0.20%.

### 1.6.5. INFLUENȚA OXIGENULUI ȘI A HIDROGENULUI

Oxigenul și hidrogenul au efecte defavorabile asupra proprietăților oțelului.

*Oxigenul* se găsește în oțel sub formă de oxid de fier (FeO); datorită așezării acestuia la periferia grăunților, favorizează apariția ruperii intergranulare, reducînd tenacitatea oțelului. Influența defavorabilă a oxigenului poate fi redusă prin formarea unor compuși chimici cu manganul și siliciul; pe această proprietate se bazează calmarea oțelurilor prin adaos de siliciu.

*Hidrogenul* produce de asemenea fragilitatea oțelurilor. Hidrogenul atomic pătrunde în rețeaua cristalină, unde are tendința să se aglomereze în zone de concentrare mare. Acest fenomen se produce cu creștere de volum, ceea ce duce la deformarea puternică a rețelei și la apariția unor fisuri. După aspect, ele sînt denumite *fulgi* cînd apar în oțel și *ochi de pește* cînd apar în suduri.

### 1.6.6. INFLUENȚA AZOTULUI

Prezența azotului în oțeluri poate fi sub formă de element liber sau de compuși chimici. Azotul liber reduce tenacitatea precipitînd în nitruri și carbonitruri în zona dintre rosturile cristalelor, ceea ce reduce capacitatea de deformare plastică a oțelului; fenomenul este denumit *îmbătrînire*.

Azotul acționează favorabil asupra proprietăților oțelului, dacă se găsește sub formă de nitruri sau carbonitruri cu anumite elemente: aluminiu, vanadiu, titan, niobiu etc. Nitrurile și carbonitrurile fin dispersate în masa oțelului lichid (denumite *dispersoizi*) duc la finisarea granulației oțelului (v. pct. 1.6.8).

### 1.6.7. INFLUENȚA ALUMINIULUI

Aluminiul are o puternică acțiune dezoxidantă asupra oțelului. Se folosește la calmare, unde, alături de siliciu, realizează o dezoxidare suplimentară a oțelurilor, conducînd în final prin dispersoizii creați, la o granulație fină a oțelului (oțel calmat suplimentar).

### 1.6.8. INFLUENȚA VANADIULUI, TITANULUI ȘI NIOBIULUI

Aceste elemente contribuie la obținerea unei granulații fine și uniforme. Procentele în care se găsesc în oțel sînt relativ mici: 0,05...0,2% pentru vanadiu și 0,02...0,05% pentru titan și niobiu. Acestea au tendința de a forma compuși chimici cu carbonul și azotul sub formă de carburi și carbonitruri, și aliaje cu ferita. Carburile și carbonitrurile fin dispersate în masa oțelului formează numeroase centre de cristalizare și produc finisarea granulației cu efecte favorabile asupra caracteristicilor de rezistență (în special



asupra limitei de curgere) și a tenacității la temperaturi coborîte. De regulă, introducerea acestor elemente se face numai în oțelurile calmate.

Granulația fină obținută prin adaosurile de vanadiu, titan și niobiu micșorează călibilitatea oțelului. Oțelurile cu vanadiu prezintă însă o sensibilitate la supraîncălzire, prin creșterea granulației; ca atare la oțelurile pentru construcții sudate conținutul în vanadiu se limitează la 0.15%.

### 1.6.9. INFLUENȚA NICHELULUI

Nichelul este folosit ca element de aliere pentru diferite tipuri de oțeluri. În procente relativ reduse (sub 0,8%) influențează favorabil asupra proprietăților mecanice ale oțelurilor datorită alierii cu ferita în soluții de substituție; realizează o îmbunătățire a călibilității.

Nichelul, în proporție de 0,4...0,5%, mărește rezistența la coroziune a oțelurilor. În procente mai mari (3...5%) nichelul este folosit la obținerea unor oțeluri tenace la temperaturi coborîte. Oțeluri aliate cu pînă la 9% nichel servesc la construirea rezervoarelor de presiune pentru produse criogenice (gaze lichefiate la temperaturi joase între −100 și −200°C). Laminatele din aceste oțeluri sînt supuse unui tratament termic de îmbunătățire și pot fi sudate cu anumite măsuri speciale.

### 1.6.10. INFLUENȚA CUPRULUI

Cuprul în cantitate de 0.2...0,6% mărește rezistența oțelurilor la coroziunea atmosferică, fiind folosit împreună cu fosforul și cromul la elaborarea oțelurilor RCA și RCB (v. § 1.7.2). Se recomandă ca la oțelurile pentru construcții sudate cuprul să nu depășească procentul de 0,4%, deoarece poate apare o tendință de fragilizare și de fisurare la cald.

## 1.7. OȚELURI PENTRU STRUCTURI METALICE

În funcție de domeniul de utilizare, produsele din oțel ale industriei siderurgice se pot grupa după schema din figura 1.26.

Această grupare nu este limitativă, putînd exista în funcție de domeniul de folosire și alte tipuri de oțeluri.

În grupa oțelurilor pentru structuri metalice se încadrează laminatele, care sînt folosite la: structuri portante de orice natură din domeniul construcțiilor civile și industriale, la construcții hidrotehnice, la rezervoare și alte recipiente, turle și platforme de foraj, macarale, poduri, construcții de nave etc.

Oțelurile pentru structuri metalice fac parte din categoria largă a oțelurilor pentru construcții. Ele sînt destinate realizării prin anumite procedee tehnologice (sudare, tăiere, deformare plastică etc.) a unor structuri metalice cu anumite destinații.

O delimitare între categoriile susmenționate nu poate fi întotdeauna riguros stabilită. Oțelurile pentru aparate sub presiune au aceleași tehnologii de elaborare, condiții de prelucrare și exploatare ca și oțelurile pentru con-

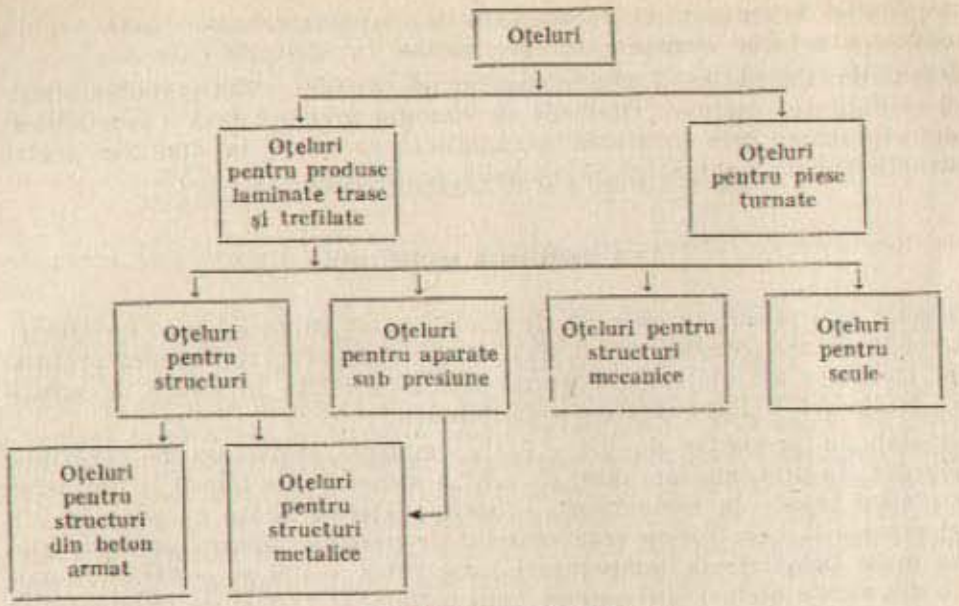



Fig. 1.26. Produse din oţel.

structii, dar le sînt impuse unele condiţii suplimentare privind satisfacerea unor cerinţe specifice domeniului de utilizare şi siguranţei în exploatare.

În funcţie de specificul condiţiilor de utilizare şi respectiv de caracteristicile care se garantează pe produsul finit, oţelurile pentru structuri metalice pot fi grupate conform schemei din figura 1.27.

### 1.7.1. OŢELURI DE UZ GENERAL

Oţelurile de uz general pentru construcţii sînt oţeluri carbon sau slab aliate, livrate sub formă de produse laminate la cald, folosite în mod curent la execuţia construcţiilor metalice. Aceste oţeluri, grupate pe mărci, sînt

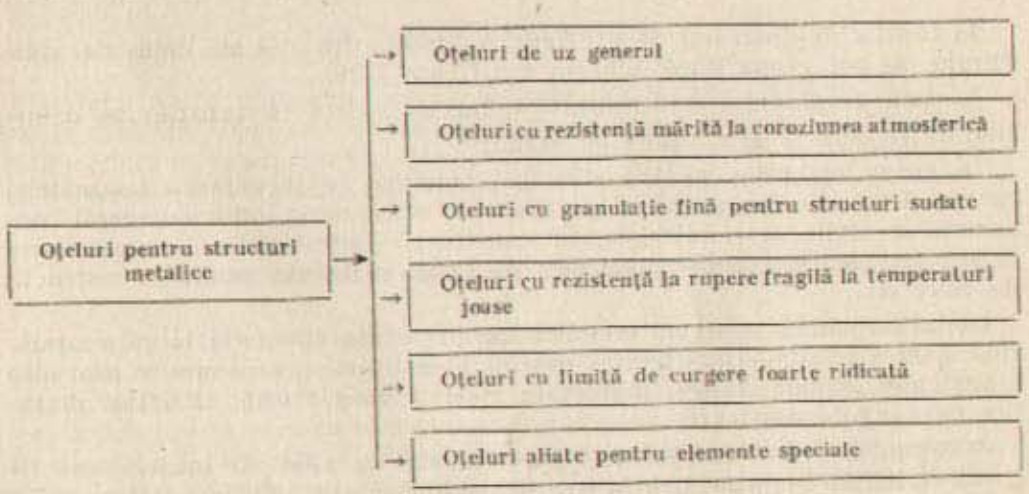



Fig. 1.27. Oţeluri pentru construcţii metalice.



cuprinse în STAS 500/2-80 „Oţeluri de uz general pentru construcţii" şi sînt prezentate parţial în tabelul 1.2.

În funcţie de valorile caracteristicilor de rezistenţă, oţelurile se clasifică după valoarea minimă a rezistenţei la rupere, care reprezintă marca acestora. În unele ţări marca oţelului se defineşte prin limita de curgere sau sub formă de indice fracţionar între limita minimă de curgere şi rezistenţa minimă la rupere.

Caracteristicile mecanice şi în special limita de curgere apar diferenţiat în funcţie de grosime, valorile mai mari fiind pentru laminatele de grosimi mici.

Oţelurile pînă la OL 37 inclusiv sînt oţeluri carbon. O aplicare foarte largă o are oţelul OL 37 care are şi proprietăţi plastice remarcabile ; oţelurile OL 34 şi OL 32 sînt folosite la niturі sau la elemente cu pereţi subţiri îndoite la rece, utilizate la construcţii slab solicitate, cum sînt de exemplu elementele de închidere, tîmplăria metalică etc.

Oţelurile cu rezistenţe mai mari, OL 44 şi OL 52, sînt oţeluri slab aliate care au ca elemente de aliere, în afară de carbon, mangan, siliciu, aluminiu, uneori şi (în procente mici) elemente cum sînt vanadiul, niobiul sau titanul. Oţelurile slab aliate prezintă de asemenea proprietăţi plastice bune.

Aceste oţeluri fiind folosite în special la construcţii sudate se caracterizează printr-o compoziţie chimică riguros dozată şi controlată cu scopul de a evita formarea structurilor fragile în diferite situaţii de prelucrare şi exploatare, cum sînt de exemplu : încălzirea şi răcirea la sudare, deformarea plastică la rece etc.

În acest scop standardul 500-80 prevede o limitare a conţinutului diferitelor elemente chimice pe produs, unde pot apare neuniformităţi şi concentrări ale acestora faţă de cazul oţelului lichid.

Conţinutul maxim de carbon variază între 0,17 şi 0,25% (tab. 1.2). Valorile cele mai reduse le au oţelurile carbon calmate şi respectiv oţelurile slab aliate, la care sporul de rezistenţă este obţinut prin alte elemente de aliere (de exemplu mangan).

Conţinutul maxim de mangan variază în limitele 0,85...1,55%, valorile cele mai reduse fiind la oţelul carbon, iar cele mai ridicate la oţelurile slab aliate.

Siliciul se găseşte în procente neînsemnate la oţelurile carbon necalmate şi în procente de 0,40...0,50% la oţelurile carbon calmate sau slab aliate.

Aluminiul apare în procente mai mari la oţelurile slab aliate şi de calitate superioară, care sînt calmate suplimentar. Sulful şi fosforul se găsesc în cantităţi reduse. Vanadiul şi titanul care au rolul de a crea o structură cu o granulaţie fină se găsesc în proporţii reduse impuse de condiţii de sudabilitate.

Standardele din ţara noastră şi din alte ţări fac o clasificare a oţelurilor pe baza proprietăţilor de utilizare, definind clase de calitate care diferenţiază oţelurile în cadrul aceloraşi mărci. Clasele pun în evidenţă pe de o parte comportarea bună la sudare, iar pe de altă parte siguranţa elementelor sudate şi a sudurilor prin asigurarea tenacităţii şi evitarea ruperilor fragile. Diferenţierea oţelurilor în diferite clase de calitate se face prin compoziţia chimică şi prin verificarea tenacităţii.

*Tenacitatea* sau proprietatea de a se rupe cu deformaţii mari depinde de compoziţia chimică şi de modul de elaborare a oţelului.

Oţelurile cu proprietăţi bune de tenacitate corespund claselor de calitate superioară. Problema tenacităţii este tratată la § 3.5.4.4.

*Tabelul 1.2*

| Marca oțelului | Clasa de calitate | Gradul de dezoxidare | Compoziția chimică (%) C max | | Mn max | | Si max | | P max | | S max | | Cu | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | Pe oțel lichid | Pe produs | Pe oțel lichid | Pe produs | Pe oțel lichid | Pe produs | Pe oțel lichid | Pe produs | Pe oțel lichid | Pe produs | Pe oțel lichid | Pe produs |
| OL 37 | 1 | * | 0,20 | 0,25 | 0,80 | 0,85 | * | | 0,060 | 0,065 | 0,060 | 0,065 | — | |
| | 2 | * | 0,18 | 0,22 | | | * | | 0,050 | 0,055 | 0,050 | 0,055 | — | — |
| | 3 | ** k | 0,17 | 0,19 | | | 0,40 | | 0,045 | 0,050 | 0,045 | 0,050 | — | — |
| | 4 | kf | | | | | | | 0,040 | 0,045 | 0,040 | 0,045 | — | — |
| OL 44 | 2 | k | 0,20 | 0,22 | 1,10 | 1,15 | 0,50 | 0,50 | 0,050 | 0,055 | 0,050 | 0,055 | | — |
| | 3 | ** k | | | | | | | 0,045 | 0,050 | 0,045 | 0,050 | — | — |
| | 4 | kf | | | | | | | 0,040 | 0,045 | 0,040 | 0,045 | — | — |
| OL 52 | 2 | k | 0,20 | 0,22 | 1,60 | 1,65 | 0,50 | 0,50 | 0,050 | 0,055 | 0,050 | 0,055 | — | — |
| | 3 | ** k | | | | | | | 0,045 | 0,050 | 0,045 | 0,050 | — | — |
| | 4 | kf | 0,18 | 0,20 | | | | | 0,040 | 0,045 | 0,040 | 0,045 | — | — |
| RCA 37 | 1 | k | 0,10 | 0,12 | 0,40 | 0,45 | 0,15 ... 0,30 | 0,12 ... 0,35 | mir 0,060 | min 0,055 | 0,035 | 0,040 | 0,3 ... 0,6 | 0,3 ... 0,6 |
| | 2 | k | | | | | | | | | | | | |
| | 3 | k | | | | | | | | | | | | |
| RCB 52 | 2 | k | 0,18 | 0,20 | 1,15 | 1,20 | max 0,60 | | 0,040 | 0,045 | 0,040 | 0,045 | 0,30 ... 0,60 | |
| | 3 | ** k | | | | | | | | | | | | |
| | 4 | kf | | | | | | | | | | | | |

* Oțelurile cu gradul de dezoxidare neprecizat în tabel se livrează în mod obișnuit ne conținutul de Si fiind de maxim 0,07% pentru oțelurile necalmate, de maximum 0,17% pe calmate suplimentar (cu aluminiu, vanadiu, titan etc.).

** Clase de calitate care pot fi livrate în stare calmată (k) sau calmată suplimentar.

În STAS 500/2,3–80 și STAS 9021–80, $\sigma_c$, $\sigma_r$, și $\sigma_s$ sînt notate cu $R_{eH}$, $R_m$ și $A\%$.



| Marca oțelului | Clasa de calitate | Gradul de dezoxidare | Cr | | Al min | | N max | | Caracteristici mecanice $\sigma_c$, N/mm² (kgf/mm²) | | | $\sigma_r$, N/mm² (kgf/mm²) | $\delta_5$ % | Reziliența KCU 300/2 la + 20°C J/cm² (kgfm/cm²) | | Energia de rupere KV la temperatura J (kgfm) | | | Standardul |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | Pe oțel lichid | Pe produs | Pe oțel lichid | Pe produs | Pe oțel lichid | Pe produs | $t \leq 16$ mm | $16 < t \leq 40$ | $40 < t \leq 100$ | | | $t \leq 16$ | $t > 16$ | + 20°C | 0°C | − 20°C | |
| OL 37 | 1 | * | — | — | — | — | — | — | 240 (24) | 230 (23) | 210 (21) | 360 ... 440 (37 ... 45) | 25 | — | | — | | | STAS 500/2 – 80 |
| | 2 | * | — | — | — | — | — | — | | | | | | 69 (7) | 59 (6) | 27 (2,8) | — | | |
| | 3 | ** k | — | — | — | — | — | — | | | | | 26 | — | | — | 27 (2,8) | | |
| | 4 | kf | — | — | 0,02 | — | — | — | | | | | | | | — | | 27 (2,8) | |
| OL 44 | 2 | k | — | — | | — | — | — | 280 (29) | 270 (28) | 250 (26) | 430 ... 540 (44 ... 55) | 22 | 59 (6) | 59 (6) | 27 (2,8) | — | | |
| | 3 | ** k | — | — | | — | — | — | | | | | 25 | — | | — | 27 (2,8) | — | |
| | 4 | kf | — | — | 0,02 | — | — | — | | | | | | | | — | | 27 (2,8) | |
| OL 52 | 2 | k | — | — | — | — | — | — | 350 (36) | 340 (35) | 330 (34) | 510 ... 630 (52 ... 64) | 21 | 59 (6) | 59 (6) | 27 (2,8) | — | | |
| | 3 | ** k | — | — | — | — | — | — | | | | | 22 | — | | — | 27 (2,8) | — | |
| | 4 | kf | — | — | 0,02 | — | — | — | | | | | | | | — | | 27 (2,8) | |
| RCA 37 | 1 | k | 0,50 ... 0,80 | 0,50 ... 0,80 | 0,025 | 0,020 | 0,015 | 0,019 | 240 (24) | | | 360 ... 440 (37 ... 45) | 25 | 69 (7) | | 27 (2,8) | — | | STAS 500/3 – 80 |
| | 2 | k | | | | | | | | | | | 26 | | | — | 27 (2,8) | — | |
| | 3 | k | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| RCB 52 | 2 | k | 0,50 ... 0,80 | | | | | | 350 (36) | | | 510 ... 610 (52 ... 62) | 21 | 69 (7) | | 27 (2,8) | — | | |
| | 3 | ** k | | | | | | | | | | | 22 | — | | — | 27 (2,8) | — | |
| | 4 | kf | | | | | | | | | | | | | | — | | 27 (2,8) | |

calmate (n); cu acordul producătorului ele se pot livra și semicalmate (s) sau calmate (k). ntru semicalmate și de maximum 0,50% pentru cele calmate. Indicele (kf) se referă la oțelurile

### 1.7.2. OȚELURI REZISTENTE LA COROZIUNE ATMOSFERICĂ (STAS 500/3-80)

Sub acțiunea agresivă a agenților naturali, oțelurile pentru construcții se acoperă cu un strat de oxid a cărui formare este în funcție de următorii factori : rezistența la coroziune a oțelului ; gradul de agresivitate a agenților naturali ; natura și grosimea stratului de protecție de la suprafața metalului.

Rezistența la coroziune a oțelurilor pentru construcții rezultă în principal pe seama compoziției lor chimice. Un rol important îl are alierea cu cuprul fosforul, cromul, nichelul sau alte elemente (v. tab. 1.2), care intră în soluție prin reacție anodică mai lent decît fierul. Pe această bază a fost elaborată o grupă de oțeluri pentru construcții — rezistente la coroziune atmosferică sau grupa oțelurilor patinabile (RC)* — caracterizată prin proprietăți de rezistență la coroziune superioare celor ale oțelurilor pentru construcții obișnuite.

Experimentările au arătat că după primii 1...3 ani de expunere — timp în care stratul de oxid de pe suprafața oțelurilor de uz general se dezvoltă rapid în condițiile unei coroziuni generale — la oțelurile patinabile, fenomenul de coroziune intră într-un regim cvasistaționar. Procesul se dezvoltă ascendent dar cu o creștere mai puțin accentuată la oțelurile patinabile (fig. 1.28).

Valorile pierderilor de greutate care caracterizează rezistența la coroziune a oțelului sînt în funcție de condițiile de mediu. Creșterea agresivității se manifestă în mediul industrial urban, unde mediul este mai bogat în anhidridă sulfuroasă ($SO_2$), și în mediul marin, mai bogat în săruri minerale. În toate condițiile de mediu oțelurile patinabile înregistrează pierderi în greutate de 2...4 ori mai reduse decît oțelurile de calitate curentă. Avantajoase pentru stabilizarea rapidă a fenomenului de coroziune de la suprafața oțelurilor patinabile sînt expunerile care asigură alternanța rapidă uscat-umed a suprafeței oțelului. Atmosfera marină sau atmosfera industrială cu o agresivitate accentuată nu permit stabilizarea fenomenului de coroziune. De aceea în astfel de situații este indicată protejarea suprafețelor prin vopsire.

Elementele de construcții care rămîn în atmosferă cu agresivitate redusă pot rămîne nevopsite. După formarea primului strat de oxid care se desprinde, suprafața capătă o culoare roșcată-cafenie care poate rămîne ca atare.

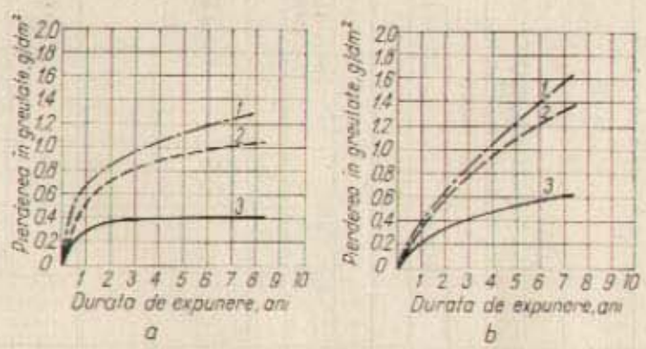



Fig. 1.28. Acțiunea coroziunii asupra oțelurilor :
a — mediu industrial ; b — mediu marin ; 1 — oțel carbon ; 2 — oțel cu cupru ; 3 — oțel patinabil.

* În alte țări se cunosc sub denumirea de oțeluri CORTEN.



### 1.7.3. OȚELURI CU GRANULAȚIE FINĂ PENTRU CONSTRUCȚII SUDATE (STAS 9021-80)

Sînt oțeluri slab aliate cu granulație fină, cu adaos de aluminiu, niobiu, vanadiu, zirconiu, titan și care după normalizare obțin valori ale limitei de curgere între 290 și 470 N/mm² și chiar mai mari. Prin compoziția lor chimică (tab. 1.3) și tehnologia de fabricație conțin precipitate de nitruri și carburi fin distribuite care împiedică creșterea granulației în domeniul austenitic și determină formarea unei granulații fine. Avînd caracteristici mecanice ridicate, proprietăți plastice și comportare bună la sudare, rezistențe remarcabile față de rupere fragilă și tenacitate la temperaturi scăzute, aceste oțeluri (OCS) se recomandă pentru structuri metalice sudate cu solicitări mari și condiții grele de exploatare.

### 1.7.4. OȚELURI CU REZISTENȚĂ LA RUPERE FRAGILĂ LA TEMPERATURI JOASE ȘI FOARTE JOASE (CRIOGENICE)

Pentru structuri metalice puternic solicitate care lucrează la temperaturi joase (−30...−60°C), cum sînt recipientele și rezervoarele pentru transportul și depozitarea gazelor lichefiate (butan, propan, amoniac etc.) la care temperatura de menținere în stare lichidă la presiunea atmosferică este de peste −60°C se folosesc oțeluri care prezintă o tenacitate deosebită la temperaturi joase. În această categorie intră oțelurile cu granulație fină cu clasele de calitate 5, 6 și 7 (STAS 9021-80).

Unele produse gazoase din industria chimică și petrochimică se pot lichefia numai la presiuni foarte mari. Temperatura de menținere în stare lichidă la presiunea atmosferică este foarte joasă, apropiindu-se de 0°K (absolut). Aceste temperaturi se definesc drept temperaturi criogenice. Temperaturile de lichefiere corespunzătoare unora din aceste gaze sînt : metan : − 161,5°C ; oxigen: − 182,97°C ; azot : − 195,91°C ; hidrogen : − 252,78°C.

Pentru depozitarea și transportul acestor gaze lichefiate, se folosesc rezervoare și recipiente din oțeluri cu tenacitate la temperaturi joase, denumite și *oțeluri criogenice*. Acestea sînt oțeluri aliate cu 9% nichel sau oțeluri inoxidabile, austenitice, cu crom și nichel.

În afară de oțelurile criogenice propriu-zise, la temperaturi între −60 și −120°C pot fi utilizate oțeluri aliate cu nichel, dar într-un procent redus (1,5...5%).

### 1.7.5. OȚELURI CU LIMITA DE CURGERE FOARTE RIDICATĂ

Au limita de curgere mai mare de 51 daN/mm² și sînt oțeluri slab aliate, utilizate în stare îmbunătățită (călire în apă și revenire înaltă, sau normalizare și revenire), avînd de regulă o structură bainitică (tab. 1.4).

### 1.7.6. OȚELURI ALIATE PENTRU ELEMENTE SPECIALE

În construcții metalice se folosesc și oțeluri aliate (cu crom sau cu crom și molibden) în stare îmbunătățită la executarea șuruburilor de înaltă rezistență.

*Tabelul 1.3*

| Marca oțelului | Clasa de calitate | Gradul de dezoxidare | Compoziția chimică (%) | | | | | | | | | | | Caracteristici mecanice | | | | | Rezilienta KCU 300/2 +20°C, J/cm² (kgfm/cm²) | | Energia de rupere kV la temperatura J (kgfm) | | | | | Standardul |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | C max | | Mn | | S max | | P max | | S max | | Alte elemente | $\sigma_c$ N/mm² (kgf/mm²) | | | $\sigma_r$ N/mm² (kgf/mm²) | $\delta_5$ % | | | 0°C | −20°C | −30°C | −40°C | −50°C | |
| | | | Pe oțel lichid | Pe produs | Pe oțel lichid | Pe produs | Pe oțel lichid | Pe produs | Pe oțel lichid | Pe produs | Pe oțel lichid | Pe produs | | $t \leq 16$ mm | $16 < t \leq 40$ | $40 < t < 100$ | | | Stare de livrare | Stare de îmbătrînire | | | | | | |
| OCS 44 | 5a¹ | K | 0,20 | 0,22 | 0,80...1,10 | 0,75...1,15 | 0,50 | 0,50 | 0,040 | 0,045 | 0,040 | 0,045 | V — *min* 0,05<br>Ni — *max* 0,30<br>Al — *min* 0,015<br>Nb — *min* 0,02 | 285 (29) | 255 (26) | 215 (22) | 430...540 (44...55) | 23 | 60 (6) | 35 (3,5) | — | — | 28 (2,8) | — | — | SRAS 9021-80 |
| | 5b¹ | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | 28 (2,8) | | | | |
| | 6a | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | 28 (2,8) | — | | |
| OCS 52 | 5a¹ | K | 0,18 | 0,20 | 1,10...1,60 | 1,05...1,65 | 0,50 | 0,50 | 0,030 | 0,035 | 0,030 | 0,035 | V — *min* 0,05<br>Ni — *max* 0,70<br>Al — *min* 0,015<br>Nb — *min* 0,02<br>$N_2$ — circa 0,02 | 355 (36) | 335 (34) | 315 (32) | 510...610 (52...62) | 20 | 60 (6) | 35 (3,5) | — | — | 28 (2,8) | — | — | | |
| | 5b¹ | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | 28 (2,8) | | | | |
| | 6a | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | 28 (2,8) | — | | |
| | 7a | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | 28 (2,8) | | |
| OCS 55 | 3a | K | 0,20 | 0,22 | 1,10...1,65 | 1,05...1,70 | 0,40 | 0,40 | 0,025 | 0,030 | 0,035 | 0,040 | V — *min* 0,05<br>Ni — *max* 0,70<br>Al — *min* 0,02<br>Nb — *min* 0,02<br>Ti — *min* 0,005 | 420 (43) | 410 (42) | 365 (37) | 540...680 (55...69) | 19 | 70 (7) | 40 (4) | 28 (2,8) | — | | | | | |
| | 3b | | | | | | | | | | | | | | | | | | | 28 (2,8) | — | | | | | |
| | 4a | | | | | | | | | | | | | | | | | | | — | 28 (2,8) | — | | | | |
| | 4b | | | | | | | | | | | | | | | | | | | — | 28 (2,8) | — | | | | |
| | 5a¹ | | | | | | | | | | | | | | | | | | | — | — | 28 (2,8) | — | | | |
| | 5b¹ | | | | | | | | | | | | | | | | | | | — | — | 28 (2,8) | — | | | |
| OCS 58 | 3a | K | 0,19 | 0,21 | 1,10...1,65 | 1,05...1,70 | 0,50 | 0,50 | 0,035 | 0,040 | 0,035 | 0,040 | V — *max* 0,18<br>Ni — *max* 0,80 | 460 (47) | 450 (46) | 400 (41) | 570...730 (58...74) | 19 | 70 (7) | 40 (4) | 28 (2,8) | — | | | | | |
| | 3b | | | | | | | | | | | | | | | | | | | 28 (2,8) | — | | | | | |
| | 4a | | | | | | | | | | | | | | | | | | | — | 28 (2,8) | — | | | | |
| | 4b | | | | | | | | | | | | | | | | | | | — | 28 (2,8) | — | | | | |
| | 5a¹ | | | | | | | | | | | | | | | | | | | — | — | 28 (2,8) | — | | | |
| | 5b¹ | | | | | | | | | | | | | | | | | | | — | — | 28 (2,8) | — | | | |

OBSERVAȚII: 1) — clase care se vor evita pe cît posibil
2) — elementele indicate pot fi folosite la elaborare separat sau în combinație, la latitudinea producătorului și se specifică în certificatul de calitate fără conținutul lor
— mărcile notate cu *b* au limita de curgere garantată la cald

*Tabelul 1.4*

| Marca oțelului | Clasa de calitate | Gradul de dezoxidare | Compoziția chimică pe oțel lichid % | | | | | | | | | | Alte elemente | | Caracteristici mecanice | | | | | | | Rezilienta KCV la temperatura : J/cm² (kgf · m/cm²) | | | | Standardul |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | C max | Si | Mn | S max | P max | Ni max | Mo | V max | Cr max | Cu max | | | $\sigma_c$ N/mm² (kgf/mm²) | | | $\sigma_r$ N/mm² (kgf/mm²) | | | Alungirea la rupere $A_5$ % $L_0 = 5{,}65\sqrt{S_0}$ | 0° | −20°C | −40°C | −60°C | |
| | | | | | | | | | | | | | | | $t \leq 64$ mm | $64 < t \leq 100$ | $50 < t \leq 150$ | $t \leq 64$ mm | $64 < t \leq 100$ | $50 < t \leq 150$ | | | | | | |
| OCS 90 | | | 0,18 | 0,10...0,50 | 1,20...1,60 | 0,02 | 0,02 | 1,00 | — | — | — | — | Cr — *max* 2,0<br>Cu — *max* 1,5<br>Mo — *max* 1,0<br>Al — *max* 0,08<br>Ti — *max* 0,20 | Nb — *max* 0,06<br>V — *max* 0,20<br>Zr — *max* 0,12<br>B — *max* 0,005<br>$N_2$ — *max* 0,015 | 685 (70) | 620 (63) | — | 795...930 (81...95) | 725...930 (74...95) | — | — | — | — | 60 (6) | — | — | Proiect NTR 474-82 |
| | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | 40* (4) | 35 (3,5) | | | |
| | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | 40 (4) | |
| CS 90-1 | | | 0,15 | 0,10...0,50 | 1,20...1,60 | 0,02 | 0,02 | 1,00 | 0,45...0,55 | 0,10 | 0,25 | 0,25 | — | | — | — | 460 (47)* | — | — | 630...745 (64...76) | 16* | | 50* (5) | | | |

* Valorile au fost determinate pe epruvete luate în direcție transversală față de direcția de deformare

Caracteristicile mecanice și rezistențele de calcul ale laminatelor din oțel pentru construcții, supuse la diferite solicitări, sînt date în tabel le 1.5 și 1.6.

*Tabelul 1.5*

| Marca oțelului | Limita de curgere $R_e$ sau $R_{e_0}$ minimă (valori rotunjite) | | | | $\gamma_m$ ($t \leq 16$ mm) | Rezistența de calcul $R$ pentru întindere, compresiune și încovoiere (valori rotunjite) | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | $t \leq 16$ mm | | $16 < t \leq 40$ mm | | | $t \leq 16$ mm | | $16 < t \leq 40$ mm | |
| | kgf/mm² | N/mm² | kgf/mm² | N/mm² | | kgf/mm² | N/mm² | kgf/mm² | N/mm² |
| OL 34 | 21 | 210 | 20 | 200 | 1,10 | 19 | 190 | 18 | 180 |
| OLT 35 | 23 | 230 | 22 | 220 | 1,10 | 21 | 210 | 20 | 200 |
| OL 37 | 24 | 240 | 23 | 230 | 1,10 | 22 | 220 | 21 | 210 |
| RCA 37* | 24 | 240 | 23 | 230 | 1,10 | 22 | 220 | 21 | 210 |
| OLT 45 | 26 | 260 | 25 | 250 | 1,10 | 24 | 240 | 23 | 230 |
| OL 44 | 29 | 280 | 28 | 270 | 1,12 | 26 | 260 | 25 | 250 |
| OCS 44 | 29 | 285 | 26 | 255 | 1,12 | 26 | 260 | 25 | 250 |
| OL 52* | 36 | 350 | 35 | 340 | 1,15 | 31,5 | 315 | 30 | 300 |
| RCB 52* | 36 | 355 | 35 | 345 | 1,15 | 31,5 | 315 | 30 | 300 |
| OCS 52 | 36 | 355 | 34 | 335 | 1,15 | 31,5 | 315 | 30 | 300 |
| OCS 55 | 43 | 420 | 41 | 410 | 1,20 | 36 | 360 | 34 | 340 |
| OCS 58 | 47 | 460 | 45 | 450 | 1,20 | 39 | 390 | 37 | 370 |

*Observații :* Rezistențele de calcul pentru grosimi $t > 40$ mm se obțin împărțind limita de curgere a treptei de grosimi respective prin coeficientul $\gamma_m$ din acest tabel.

* Laminatele din mărcile RCA 37 se fabrică cu grosimi $t < 12$ mm, iar din marca RCB 52, cu acordul beneficiarului cu $t \leq 20$ mm, conform STAS 500/3-80.

*Tabelul 1.6*

| Solicitarea | Simbol | Coeficient $\gamma$ (aplicat față de $R$) | Rezistențe de calcul $R$, în N/mm², pentru oțel laminat marca : | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | OLT 35 | OL 37 RCA 37 | OLT 45 | OL 44 OCS 44 | OL 52 OCS 52 RCB 52 | OCS 55 | OCS 58 |
| Întindere, compresiune, încovoiere | $R$ | 1,0 | 200 | 210 | 230 | 250 | 300 | 340 | 37 |
| Forfecare | $R_f$ | 0,6 | 120 | 120 | 140 | 150 | 180 | 210 | 22 |
| Presiune locală la un cilindru rezemat pe un plan (determinată cu formula lui Hertz) | $R_l$ | 4,0 | 800 | 840 | 920 | 1 000 | 1 200 | 1 360 | 1 500 |
| Presiune locală determinată pe planul diametral al cilindrului | $R_d$ | 0,04 | 8,0 | 8,4 | 9,2 | 10 | 12 | 13,6 | 15 |
| Rezistențe de calcul pentru profile laminate cu grosimea $t \leq 16$ mm | | | | | | | | | |
| Întindere, compresiune, încovoiere | $R$ | 1,0 | 210 | 220 | 240 | 260 | 315 | 360 | 390 |
| Forfecare | $R_f$ | 0,6 | 125 | 130 | 145 | 155 | 190 | 215 | 235 |



# 1.8. STRUCTURA ALUMINIULUI ȘI A ALIAJELOR DE ALUMINIU

## 1.8.1. STRUCTURA CRISTALINĂ

Aluminiul cristalizează în rețea cubică cu fețe centrate. Elementele care intră în aliajele de aluminiu sînt următoarele : fierul, siliciul, manganul, magneziul.

În afară de aliajele cu două elemente de aliere, denumite și *aliaje binare*, aluminiul ca și oțelul poate să formeze și *aliaje complexe* în care intră mai multe elemente de aliere. Astfel există aliaje Al-Mg-Si, Al-Cu-Mg, Al-Zn-Mg.

Prin ridicarea temperaturii, se produce o regenerare, constînd din refacerea rețelei cristaline, urmată de fenomenul de *recristalizare*, care constă din refacerea cristalelor sfărîmate datorită deformațiilor plastice produse la rece. Temperatura la care începe recristalizarea aliajelor de aluminiu este în jurul a 150°C, iar temperatura de topire în jurul a 600°C.

## 1.8.2. MATURIZAREA SAU ÎMBĂTRÎNIREA NATURALĂ

Una din principalele caracteristici ale multor aliaje de aluminiu este sporirea naturală la temperatură ambiantă a rezistențelor mecanice.

Majoritatea elementelor de aliere au o solubilitate redusă în aluminiu, în stare de soluție solidă la temperatura ambiantă. Pentru a putea păstra în soluție solidă aceste elemente într-o proporție mai mare (corespunzătoare celei care se găsește în stare lichidă) se recurge la o răcire rapidă (călire) a metalului topit aflat în stare de soluție suprasaturată ; călirea permite păstrarea soluției omogene suprasaturate în stare solidă. Soluția solidă suprasaturată este o fază instabilă și caută să-și capete echilibrul prin precipitarea elementelor, aflate în exces. Precipitarea fazei suprasaturate la temperatura ambiantă produce o creștere a caracteristicilor mecanice ale aliajului. Fenomenul este definit ca *maturizare sau durificare la rece.*

Fenomenul de maturizare începe aproape imediat după călire (2...4 ore) și se termină după 4...8 zile. Viteza maximă are loc la început în primele 5...15 ore. Maturizarea poate fi accelerată prin ridicarea temperaturii sau întîrziată prin coborîrea temperaturii (fig. 1.29).

Maturizarea se manifestă prin creșterea rezistențelor mecanice și prin scăderea alungirii la rupere.

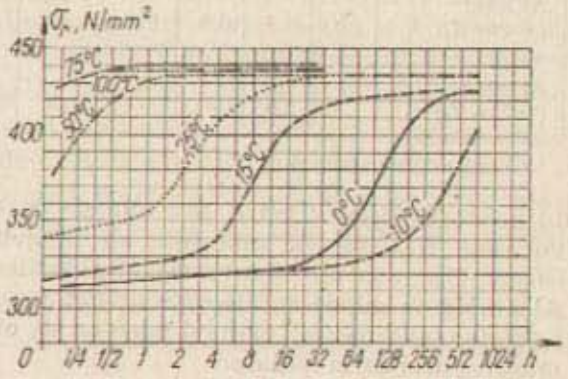



Fig. 1.29. Variația rezistențelor la rupere în timp, funcție de temperatură, la un aliaj Al-Cu-Mg.

### 1.8.3. ALIAJE DE ALUMINIU FOLOSITE IN CONSTRUCȚII

Unele din aliajele de aluminiu pot fi tratate termic, iar altele nu. Tratamentul termic permite îmbunătățirea caracteristicilor mecanice ; sînt tratabile termic, aliajele în care predomină cuprul, magneziul împreună cu siliciul și aliajele cu zinc. Aliajele în care predomină siliciul, manganul sau magneziul nu sînt tratabile termic. Sporirea rezistențelor se poate realiza prin ecruisare.

Pentru elementele de închidere (invelitori, pereți; plafoane și elemente de tîmplărie) la care nu sînt cerute calități de rezistență ridicate, este folosit aluminiul nealiat, deoarece este mai maleabil putînd fi prelucrat mai ușor prin îndoire la rece ; de asemenea mai sînt folosite aliaje de tip Al-Mn.

Pentru elementele de rezistență este necesar ca aliajul să fie sudabil ; prin încălzire unele aliaje metalice își pierd caracteristicile de rezistență pe care nu le mai recapătă decît după trecerea unui anumit interval de timp. În consecință este necesar să fie folosit un aliaj la care efectul încălzirii să fie cît mai redus.

În țara noastră pentru construcții sudate se folosesc aliaje cu o sudabilitate bună și cu rezistențe mecanice corespunzătoare, care sînt afectate într-o măsură mai redusă de sudură (tab. 1.7). În această categorie intră aliajele cu magneziu

*Tabelul 1.7*

| Marca aliajului (marca reper) | Principalele elemente de aliere* (%) | | | | | | Caracteristicile mecanice | | | $E \cdot 10^4$ (N/mm²) | Obs. |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | Cu | Mg | Si | Mn | Cr | Zn | $\sigma_r$ (N/mm²) | $\sigma_{0,2}$ (N/mm²) | $\delta_r$ (%) | | |
| $AlMg_4$ (5086 – H111) | – | 4,0 | – | 0,45 | 0,10 | – | 245 | 125 | 12 | 7,24 | Ecruisat |
| $AlMg_4Mn$ (5083 H111) | – | 4,45 | – | 0,80 | 0,10 | – | 280 | 170 | 12 | 7,24 | Ecruisat |
| $AlMg_5Mn$ (5456 – H111) | – | 5,25 | – | 0,80 | 0,10 | – | 295 | 175 | 12 | 7,24 | Ecruisat |
| AlMgSi 6061 – $T_6$) | 0,25 | 1,0 | 0,60 | – | – | – | 270 | 250 | 10 | 7,03 | Maturizat |
| AlMgSi (6063 – $T_6$) | – | 0,70 | 0,40 | – | – | – | 220 | 180 | 9 | 7,03 | Maturizat |
| AlCuMg (2014 – $T_6$) | 4,4 | 0,4 | 0,8 | 0,8 | – | – | 420 | 370 | 7 | 7,60 | Maturizat nesudabil) |
| AlZnMg (7075 – $T_6$) | 1,6 | 2,5 | – | – | 0,3 | 5,6 | 570 | 515 | 7 | 7,32 | Maturizat nesudabil) |

* compoziție nominală

în proporție relativ mare, sau aliajele de tip Al-Si-Mg cu un mic adaos de zirconiu. Rezistențele mecanice ale aliajelor de aluminiu cu magneziu sînt asemănătoare cu ale oțelului OL 37 ; ele nu se tratează termic. Aliajele de tipul Al-Zn-Mg cu adaos de zirconiu se pot trata termic și au rezistențe mecanice ridicate (aproape de 2 ori mai mari ca ale oțelului OL 37). Necesită însă unele măsuri speciale la sudare.



Se mai folosește de asemenea aliajul cu magneziu și siliciu (Al-Mg-Si) care este rezistent la coroziune, are rezistență suficient de ridicată și calități bune de sudabilitate. Aliajul este utilizat la realizarea elementelor de rezistență, și pe scară largă la elemente de tîmplărie și închideri, deoarece printr-un tratament electrochimic de suprafață denumit *anodizare* poate căpăta diferite culori și o rezistență bună la coroziune. Aliajul poate fi tratat termic. Pentru elemente cu solicitări mari poate fi folosit aliajul cu rezistențe mari (Al-Cu-Mg) denumit *duraluminiu*, dar care poate fi numai nituit, deoarece sudabilitatea este redusă. Aliajele de acest tip se pot trata termic. Rezistențele lor mecanice sînt de același ordin de mărime cu ale oțelului OL 37, uneori cu puțin superioare.

## CAPITOLUL 2

# COMPORTAREA ELEMENTELOR METALICE LA COROZIUNE

## 2.1. CONSIDERAȚII GENERALE

Importanța cunoașterii fenomenului de coroziune, ca și a măsurilor de prevenire și protecție anticorosive a construcțiilor metalice industriale derivă din următoarele considerente :

- Comportarea la coroziune a structurilor metalice exploatate în atmosferă industrială agresivă influențează în mod direct durabilitatea, capacitatea portantă și siguranța acestora. Sensul actual al noțiunii de „calitate" implică nu numai realizarea inițială a unor caracteristici tehnice pentru construcții, ci și menținerea nealterată a acestora în timp, astfel încît să fie garantată siguranța în exploatare. Construcțiile metalice moderne (construcții suspendate, construcții pretensionate, construcții din profile cu pereți subțiri fasonate la rece ș.a.) impun necesitatea cunoașterii cu o mai mare rigurozitate a comportării la coroziune, toleranțele privind degradările prin coroziune fiind în acest caz mult mai reduse datorită secțiunilor transversale mici ale elementelor structurale.

- Studiul și combaterea coroziunii sînt probleme cu implicații economice majore. Cu toate măsurile de prevenire și combatere a coroziunii care se întreprind, pagubele produse de aceasta se mențin mari. Pe plan mondial pierderile datorate coroziunii sînt extrem de mari ; din materialul introdus în diferite construcții, anual circa 10% se pierde prin coroziune. Dacă se consideră că producția mondială de oțel este de 1 miliard t/an, rezultă că anual se pierde prin coroziune echivalentul a circa 100 milioane tone oțel. Aceste pierderi au un caracter relativ, o evaluare exactă fiind practic imposibilă dacă se are în vedere complexitatea și domeniul de extindere a acestor distrugeri.

Pierderile cauzate de coroziune în construcții metalice provin din : înlocuirea sau consolidarea elementelor degradate de coroziune, de cheltuielile privind protecția anticorosivă, afectarea desfășurării normale a procesului de producție, supradimensionarea elementelor de rezistență pe considerente de coroziune ș.a. Pagubele datorate coroziunii cresc, de regulă, cu cît agresivitatea mediului

corosiv este mai mare : în construcții metalice pagubele produse de coroziune se datoresc în 80% din cazuri coroziunii atmosferice industriale. Cheltuielile aferente studiului coroziunii și stabilirii măsurilor eficace de prevenire și combatere a acesteia sînt conform datelor din literatura de specialitate, destul de mari, reprezentînd în S.U.A. — 8...10% (din valoarea producției industriale) în R.F.G. — 5%, în Japonia — 3%, în Italia — 2,5%.

● Prevenirea și combaterea coroziunii construcțiilor metalice exploatate în atmosferă industrială corosivă, sînt probleme a căror soluționare nu depinde exclusiv de sistemul de protecție anticorosivă, un rol important revenind alcătuirii constructive a elementului de construcție, sistemului de îmbinare și solicitării mecanice. Numeroase exemple din practica exploatării construcțiilor metalice în atmosferă industrială arată că aplicarea peliculelor protectoare reduce dar nu poate elimina în totalitate, din punct de vedere practic, pericolul acțiunii accidentale a agenților corosivi asupra elementelor și îmbinărilor metalice. Chiar în condițiile unei protecții anticorosive, considerate din punct de vedere teoretic corespunzătoare, elementele metalice sînt adesea în timp afectate de coroziune.

● Indicațiile din literatura de specialitate privind măsurile de prevenire și combatere a coroziunii în faza de proiectare a construcțiilor metalice exploatate în medii corosive și care au la bază recunoașterea pericolului pe care o prezintă accesul agentului corosiv la suprafața elementelor metalice chiar protejate anticorosiv sînt de obicei acoperitoare, dar insuficient și neriguros fundamentate din punct de vedere teoretic :

— reducerea cu 10% a rezistențelor admisibile considerate la dimensionarea elementelor metalice exploatate în medii corosive ;

— acordarea unor sporuri empirice la grosimile rezultate din calculul de rezistență ;

— limitarea grosimii minime admise pentru profilele laminate la cald în funcție de caracteristicile mediului agresiv (conținut $SO_2$, umiditatea relativă a aerului) ;

— diferențierea valorilor minime (de la 2 la 3,5 mm) a grosimii elementelor din profile cu pereți subțiri, formate la rece, în funcție de agresivitatea mediului corosiv.

## 2.2. COMPORTAREA LA COROZIUNE ȘI DURABILITATEA STRUCTURILOR METALICE EXPLOATATE ÎN ATMOSFERĂ INDUSTRIALĂ IMPURIFICATĂ CU GAZE AGRESIVE

Coroziunea are în prezent o sferă largă de accepțiune fiind extinsă la diverse degradări, deteriorări sau distrugeri al elementelor metalice cauzate de procese chimice, electrochimice, bacteriologice, de coroziune sub tensiune ș.a.

Coroziunea este un fenomen deosebit de complex, generat și influențat simultan de o multitudine de factori, depinzînd de natura și caracteristicile mediului agresiv, natura și caracteristicile metalului, solicitarea mecanică și alcătuirea constructivă, sistemul de protecție anticorosivă ș.a.

Coroziunea reprezintă o formă de transformare a materiei în natură și constă în procesul de distrugere a metalelor sub acțiunea unor agenți exteriori ca urmare a unor reacții chimice sau electrochimice. Coroziunea se manifestă



prin schimbarea culorii metalului și formarea produselor de alterație. Atacul coroziunii se declanșează la suprafața elementului metalic avansînd treptat spre interiorul acestuia.

Studiul coroziunii ca ramură de știință este în prezent strins legat de multe alte domenii ca cele ale fizicii, chimiei, electrochimiei, ingineriei și are largi perspective de dezvoltare în viitor.

## 2.3. CLASIFICAREA TIPURILOR DE COROZIUNE ÎNTÎLNITE ÎN PRACTICĂ

### 2.3.1. CLASIFICAREA DUPĂ CRITERIUL NATURII PROCESULUI DE COROZIUNE

Din acest punct de vedere există coroziune chimică și coroziune electronică.

*Coroziunea chimică* reprezintă tipul de coroziune la care distrugerea metalului se produce în medii agresive neelectrolitice (gaze uscate). Coroziunea chimică este rar întîlnită în construcții metalice. Prin răcirea gazelor agresive și a condensării vaporilor de apă din atmosferă pe suprafața elementelor metalice, coroziunea chimică se transformă în coroziune electrochimică.

*Coroziunea electrochimică* reprezintă tipul de coroziune la care distrugerea metalului se produce în medii agresive electrolitice. Procesul de coroziune electrochimică reprezintă cazul general de distrugere a metalelor prin coroziune.

Metalele în contact cu soluțiile de electroliți au tendința de a trimite ioni în soluție ; această tendință este direct proporțională cu tensiunea de dizolvare și invers proporțională cu potențialul de electrod al metalului expus acțiunii mediului agresiv.

Procesul de coroziune electrochimică implică în afară de prezența metalului și mediului agresiv (soluția de electrolit) și existența unui anod, unui catod și a unui conductor metalic prin care să se poată deplasa electronii deveniți liberi prin trecerea ionilor din metal în soluția de electrolit. În figura 2.1 este prezentat pentru exemplificare cazul coroziunii electrochimice a zincului expus acțiunii agresive a unei soluții de acid sulfuric ; rolul conductorului îl joacă elementul metalic. Procesul de coroziune se desfășoară atît timp cît are loc transportul de sarcini electrice, cît timp funcționează procesul anodic și procesul catodic. La anod are loc un proces de oxidare între ionii pozitivi ai metalului și anionii soluției de electrolit, iar la catod are loc un proces de reducere între cationii soluției și electronii metalului deveniți liberi prin trecerea ionilor de metal în soluție. Separarea în spațiu sau localizarea diferită a acestor procese pe suprafața metalului expus acțiunii soluției agresive, se explică prin neomo-

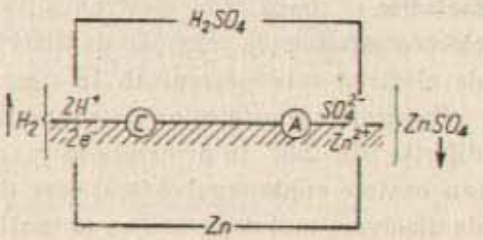



Fig. 2.1. Coroziunea zincului în soluție de acid sulfuric.

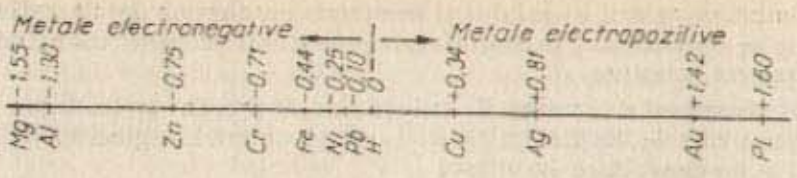



Fig. 2.2. Potențiale de electrod.

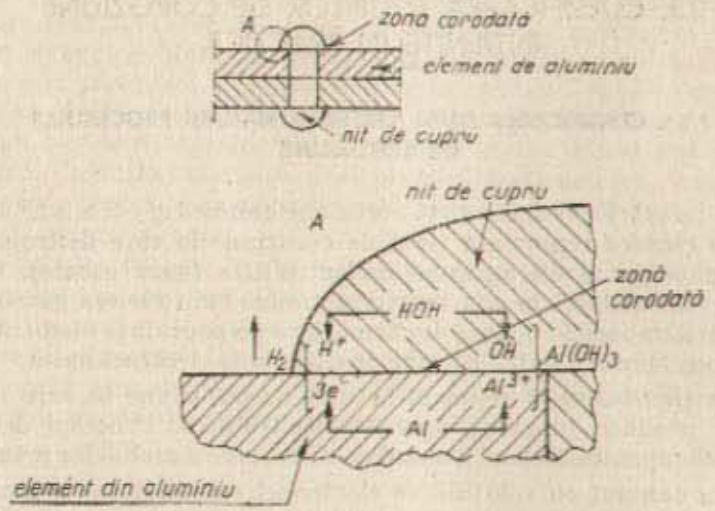



Fig. 2.3. Coroziunea electrochimică de contact, cazul îmbinării unor elemente din aluminiu cu nituri de cupru.

genități superficiale de natură chimică, metalografică, cristalină, mecanică, geometrică ale elementului metalic. Eterogenitățile suprafeței metalului dau naștere la diferențe locale de potențial care în prezența mediului agresiv (soluția de electrolit) creează microelemente (pile electrice, scurtcircuitate prin intermediul metalului) ; aceste microelemente galvanice, deosebit de numeroase, dizolvă parțial metalul în soluție, localizînd distrugerea pe anumite porțiuni ale suprafeței metalice (porțiuni anodice), în timp ce restul suprafeței lucrează catodic, rămînînd neatacată. Intensitatea procesului de coroziune este cu atît mai mare cu cît raportul dintre ariile suprafețelor anodice și catodice este mai redus.

*Potențialul de electrod* al unui metal are un rol esențial în procesul de coroziune și reprezintă saltul de tensiune electrică determinat de trecerea ionilor de metal în soluția de electrolit. Fiecărui metal îi corespunde o anumită valoare a potențialului de electrod. Funcție de valoarea potențialului de electrod, metalele se împart în electropozitive (cu tensiune de dizolvare redusă) și electronegative (cu tensiune de dizolvare mare) ; scara relativă a potențialelor de electrod este prezentată în figura 2.2.

*Coroziunea bimetal* apare la contactul a două metale cu potențiale de electrod diferite (fig. 2.3). În principiu în cazul contactului dintre două metale diferite iau naștere cupluri galvanice, care duc la distrugerea metalului cu tensiunea de dizolvare mai mare sau cu potențialul de electrod mai redus.



### 2.3.2. CLASIFICAREA DUPĂ CRITERIUL LOCALIZĂRII PROCESULUI DE COROZIUNE

După modul de localizare a procesului de coroziune se disting : coroziunea de suprafață (generală, locală) și coroziunea interioară (intercristalină, transcristalină și selectivă).

*Coroziunea continuă (generală)* se caracterizează prin desfășurarea procesului de coroziune pe întreaga suprafață a metalului. Coroziunea continuă uniformă (fig. 2.4, *a*) presupune aceeași viteză de atac a agentului corosiv în toate punctele suprafeței metalului. Coroziunea continuă neuniformă (fig. 2.4, *b*) presupune viteze de atac diferite de la o zonă la alta a suprafeței metalului.

*Coroziunea discontinuă (locală)* reprezintă cazul de distrugere cel mai des întîlnit la construcțiile metalice exploatate în atmosferă industrială agresivă și se caracterizează prin desfășurarea procesului de coroziune numai în anumite porțiuni ale suprafeței metalului. În funcție de gradul de concentrare al distrugerii, coroziunea discontinuă se poate prezenta sub formă de pete (fig. 2.4, *c*), plăgi sau puncte. Coroziunea locală este mult mai periculoasă în comparație cu cea generală, întrucît presupune reducerea caracteristicilor geometrice ale anumitor secțiuni transversale ale elementului metalic, ceea ce implică și afectarea capacității portante a acestor secțiuni. Coroziunea în puncte (Pitting — fig. 2.4, *d*) este forma cea mai gravă de coroziune locală, putînd duce la perforarea elementului metalic.

*Coroziunea interioară* este cea mai periculoasă întrucît desfășurîndu-se la interiorul elementului metalic este dificil de depistat și ca atare poate duce la distrugeri bruște, neașteptate ale elementului metalic.

*Coroziunea intercristalină* (fig. 2.4, *e*) este localizată la limita dintre cristale, acolo unde structura este imperfectă. Teoriile moderne privind coroziunea intercristalină consideră că între centrul cristalului (structură nederanjată ce joacă rol de catod) și periferia cristalului (structură deranjată ce joacă rol de anod) apare o diferență de potențial ce declanșează procesul de coroziune și duce la distrugerea periferică a cristalului, a zonei intercristaline.

*Coroziunea transcristalină* (fig. 2.4, *f*) secționează cristalele în zonele cu defecte interioare (datorate în special prelucrărilor mecanice).

*Coroziunea selectivă* (fig. 2.4, *g*) este proprie aliajelor metalice și se caracterizează prin distrugerea componentului cu potențial mai scăzut. Zonele structurale care cuprind incluziuni, segregări, impurități sau compuși intermetalici localizați la limita dintre cristale prezintă coroziunea de tip selectiv.

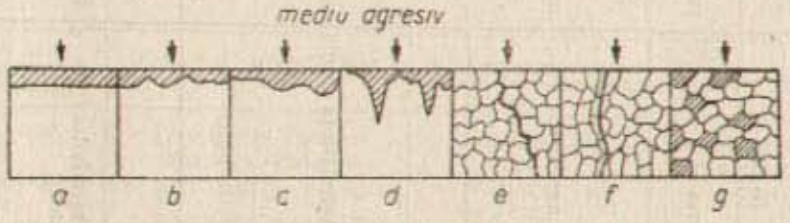



Fig. 2.4. Tipuri de coroziune :
*a* — coroziune uniformă ; *b* — coroziune neuniformă ; *c* — coroziune în pete ; *d* — coroziune perforantă ; *e* — coroziune intercristalină ; *f* — coroziune transcristalină ; *g* — coroziune selectivă.

*Tabelul 2.1*

| Clasa de agresivitate atmosferică | | Natura mediului | Umiditatea relativă a aerului (%) | Conținutul de agenți agresivi din atmosferă (mg/m³) | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Simbol | Denumire | | | $SO_2$ | HF | NO, $NO_2$ | $H_2S$ | HCl | $Cl_2$ |
| 1 | Negresivă | rural | ≤ 60 | — | — | — | — | — | — |
| 2 | Slab agresivă | urban | 61 ... 75 | <0,10 | <0,01 | <0,02 | <0,01 | <0,05 | <0,05 |
| | | | ≤ 60 | 0,10 ... 5,00 | 0,01 ... 0,50 | 0,02 ... 1,00 | 0,01 ... 0,50 | 0,05 ... 1,00 | 0,05 ... 0,50 |
| 3 | Cu agresivitate medie | industrial | > 75 | <0,10 | <0,01 | <0,02 | <0,01 | <0,05 | <0,05 |
| | | | 61 ... 75 | 0,10 ... 5,00 | 0,01 ... 0,50 | 0,02 ... 1,00 | 0,01 ... 0,50 | 0,05 ... 1,00 | 0,05 ... 0,50 |
| | | | ≤ 60 | 5,10 ... 50,0 | 0,51 ... 5,00 | 1,10 ... 10,00 | ⩾ 0,51 | 1,10 ... 10,00 | 0,50 ... 2,00 |
| 4 | Cu agresivitate puternică | chimic | > 75 | 0,10 ... 5,00 | 0,01 ... 0,50 | 0,02 ... 1,00 | 0,01 ... 0,50 | 0,05 ... 1,00 | 0,05 ... 0,50 |
| | | | 61 ... 75 | • 5,10 ... 50,00 | 0,51 ... 5,00 | 1,10 ... 10,00 | ⩾ 0,51 | 1,10 ... 10,00 | 0,50 ... 2,00 |

*Observații* :
— În cazul prezenței simultane a mai multor gaze agresive, clasa de agresivitate se stabilește în funcție de gazul cu concentrația cea mai mare
— Clasele de agresivitate sînt stabilite în condițiile unei acțiuni permanente a agentului corosiv și la temperatură de 20 ... 25°C.

### 2.3.3. CLASIFICAREA DUPĂ CRITERIUL SURSEI PROCESULUI DE COROZIUNE

După natura sursei agresive care generează procesul de coroziune se disting următoarele forme de coroziune : atmosferică, subterană (inclusiv prin curenți vagabonzi), microbiologică, în apa de mare.

*Coroziunii atmosferice* industriale îi revine circa 80% din totalul degradărilor produse de coroziune în construcții metalice.

În atmosferă se găsesc vapori de apă, impurități solide și gaze agresive ($SO_2$, $H_2S$, $NO_2$, $NH_3$, $Cl_2$, $CO_2$, CO, ș.a.) care pot declanșa coroziunea electrochimică de aerație sau concentrație diferențiată. În tabelul 2.1 sînt prezentate clasele de agresivitate atmosferică, standardizate în țara noastră.

*Coroziunea subterană* afectează construcțiile metalice îngropate total sau parțial (conducte, stîlpi, rezervoare ș.a.) și este provocată de apele subterane care transportă electroliți cu variații de concentrație și aerație. Durata de exploatare a conductelor metalice îngropate este influențată de agresivitatea corosivă a solului. Coroziunea conductelor metalice îngropate este agravată de prezența cablurilor electrice subterane (sursa curenților vagabonzi) și a conductelor de canalizare (sursa infiltrațiilor de ape impurificate).

*Coroziunea microbiologică* este produsă de microorganisme care prin metabolismul lor implică procese chimice ; coroziunea microbiologică afectează în special construcțiile metalice subterane.

*Coroziunea în apa de mare* se caracterizează prin viteze mari de coroziune și prin localizarea punctiformă a distrugerilor.

## 2.4. INFLUENȚA FACTORILOR SOLICITARE MECANICĂ ȘI ALCĂTUIRE CONSTRUCTIVĂ ASUPRA COMPORTĂRII LA COROZIUNE

### 2.4.1. COROZIUNEA SUB STARE DE TENSIUNE MECANICĂ

Factorii care influențează comportarea la coroziune a construcțiilor metalice (tabelul 2.2) pot fi grupați în următoarele categorii :

— natura și caracteristicile mediului agresiv ; — natura și caracteristicile metalului ; — solicitarea mecanică și alcătuirea constructivă ; — protecția anticorosivă.

*Tabelul 2.2*

| Natura și caracteristicile mediului corosiv | Natura și caracteristicile mediului | Solicitarea mecanică și alcătuirea constructivă | Protecția anticorosivă |
|---|---|---|---|
| — Compoziția chimică<br>— Concentrația<br>— Aerația<br>— Temperatura<br>— Presiunea<br>— Viteza de deplasare | — compoziția chimică<br>— structura cristalină<br>— procedeul de fabricare<br>— procedeul de prelucrare<br>— tratamentele termice aplicate<br>— starea suprafeței | — solicitarea mecanică<br>— alcătuirea constructivă<br>— modul de îmbinare | — sistemul de protecție anticorosivă |

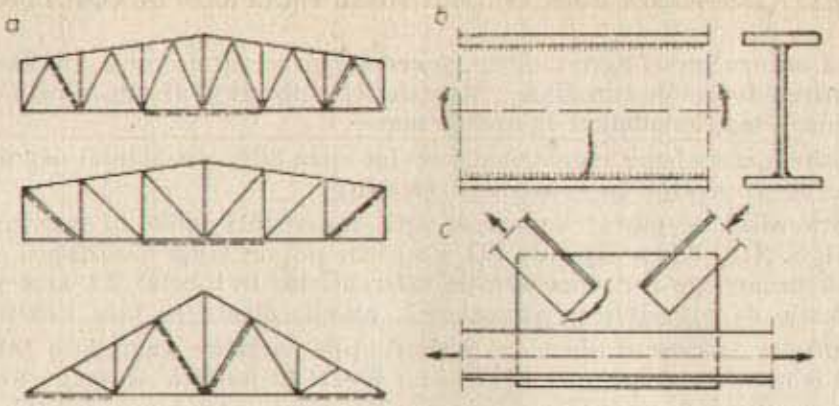



Fig. 2.5. Zone susceptibile de apariție a fisurii produsă de coroziunea sub tensiune întîlnite în construcții metalice exploatate în atmosferă industrială corosivă :

a — barele întinse de la grinzile cu zăbrele ; b — talpă întinsă a grinzilor cu inimă plină ; c — guseele nodurilor grinzilor cu zăbrele.

Coroziunea în stare de tensiune mecanică a fost descoperită de Davis care a demonstrat interdependența dintre procesul de coroziune și nivelul de solicitare mecanică ; tensiunea mecanică accelerează procesul de coroziune, iar coroziunea modifică starea de eforturi unitare din elementul metalic. Coroziunea sub tensiune este cu atît mai evidentă cu cît agresivitatea agentului corosiv este mai mare și cu cît valoarea eforturilor unitare este mai mare.

Oțelul carbon obișnuit și oțelul slab aliat prezintă fenomenul de coroziune sub tensiune chiar la temperaturi obișnuite în soluții de $H_2SO_4$, $HNO_3$, HCl ș.a.; acesta este și cazul construcțiilor metalice exploatate în atmosferă industrială conținînd gaze agresive ($SO_2$, $NO_2$, $Cl_2$ ș.a.). Experimental s-a demonstrat că eforturile de întindere stimulează coroziunea, în timp ce eforturile de compresiune o inhibă. Rolul efortului mecanic în procesul de coroziune sub tensiune este sesizabil pentru valori ale efortului unitar ce depășesc limita de proporționalitate a oțelului. Un caz particular al coroziunii sub tensiune, care constituie de altfel și forma cea mai periculoasă de distrugere, îl reprezintă *fisurarea datorită coroziunii sub tensiune.*

În construcții metalice exploatate în atmosferă industrială agresivă se pot întîlni cazuri de fisurare datorită coroziunii sub tensiune la barele întinse ale grinzilor cu zăbrele, la talpa întinsă a grinzilor cu secțiune plină, la guseele nodurilor grinzilor cu zăbrele etc. (fig. 2.5).

### 2.4.2. INFLUENȚA ALCĂTUIRII CONSTRUCTIVE A ELEMENTULUI METALIC

Secțiunile elementelor utilizate în construcții metalice trebuie judicios alese, astfel încît să asigure o bună comportare la coroziune a elementului în exploatare. În principiu secțiunile închise, cu suprafața laterală cît mai redusă, cu îmbinări cît mai puține și cu un număr mic de elemente componente oferă o rezistență sporită la coroziune. În acest sens la proiectarea construcțiilor metalice exploatate în atmosferă industrială corosivă trebuie adoptate grinzile cu secțiune plină în locul celor cu zăbrele care presupun îmbinări numeroase și locuri accesibile prafului și vaporilor de apă din atmosferă ; consumul mai mare de



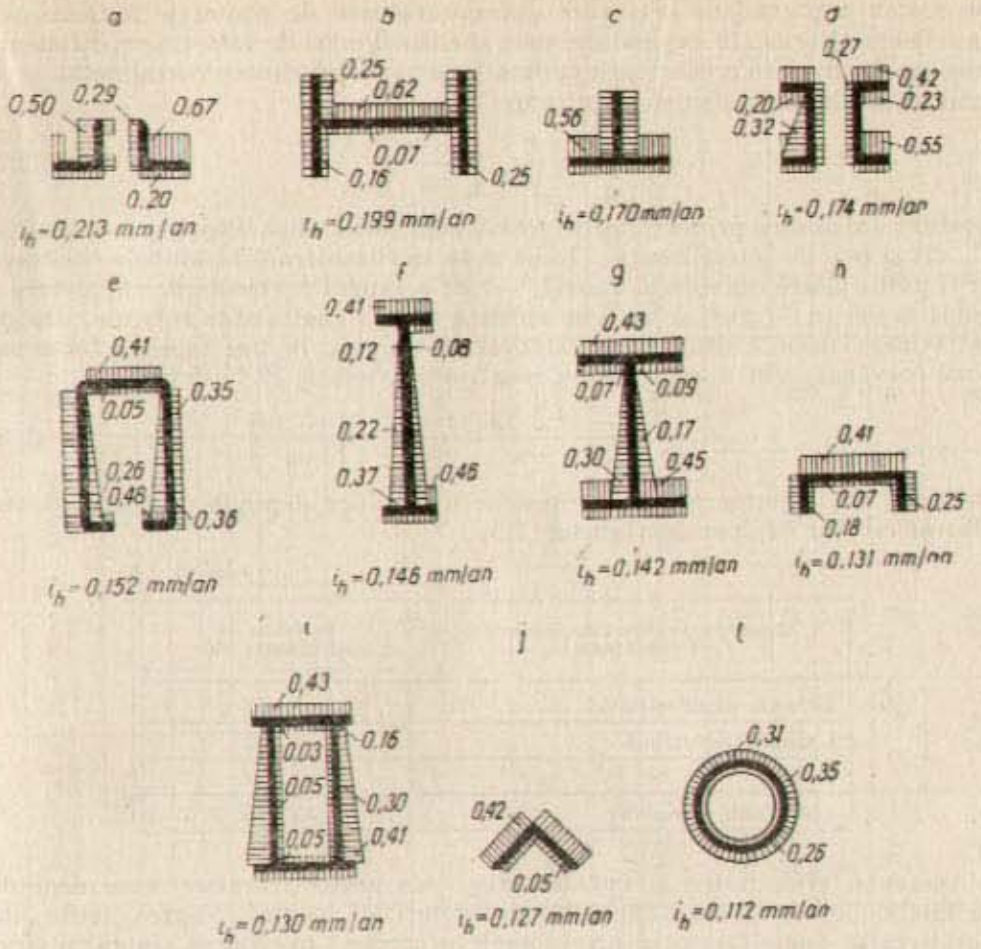



Fig. 2.6. Reducerea grosimii elementelor, în mm/an datorită coroziunii atmosferice.

oțel cerut de grinzile cu secțiune plină este în bună parte compensat de cheltuielile mult mai reduse de întreținere în exploatare.

În figura 2.6 sînt prezentate, pentru diverse secțiuni curent utilizate în construcții metalice, distrugerile perimetrale cauzate de coroziunea atmosferică.

Un alt factor care influențează sensibil comportarea la coroziune a unui element metalic privește modul de îmbinare care poate favoriza apariția coroziunii bimetal. Îmbinările sudate au o comportare mai bună în comparație cu cele cu șuruburi.

## 2.5. PROTECȚIA ANTICOROSIVĂ A ELEMENTELOR DE CONSTRUCȚII METALICE INDUSTRIALE

Stabilirea sistemului de protecție anticorosivă se face în funcție de agresivitatea mediului în care va fi exploatată construcția, de natura și caracteristicile metalului, de alcătuirea constructivă și modul de îmbinare a elementului metalic. Tendința manifestată de unii proiectanți de a realiza proiecte economice

pe seama neprevederii măsurilor corespunzătoare de protecție anticorosivă se reflectă ulterior, în exploatare, prin cheltuieli mari de întreținere. Eficiența unei protecții anticorosive se exprimă prin raportul dintre costul total — $C$ (mii lei) și durabilitatea sa — $n$ (ani):

$$e = \frac{C}{n} \quad \left[\frac{\text{mii lei}}{\text{an}}\right]. \tag{2.1}$$

Costul total al unei protecții anticorosive cuprinde atît cheltuielile de investiție $C_i$, cît și cele de întreținere $C_\epsilon$. Dacă se ia în considerare că ambele cheltuieli ar fi putut aduce o dobîndă anuală — $r$ de-a lungul perioadei de exploatare a construcției ($n$ — ani) și dacă se notează cu $C_{\epsilon k}$ cheltuielile într-un ciclu de întreținere curent $k$ situat la un interval de timp $n_k$ în ani față de termenul final prevăzut pentru exploatarea construcției, relația (2.1) devine:

$$e = \frac{C_i(1+r)^n + \Sigma C_{\epsilon k}(1+r)^{n-n_k}}{n} \quad \left[\frac{\text{mii lei}}{\text{an}}\right]. \tag{2.2}$$

Perioada de întreținere a unei construcții metalice depinde de agresivitatea atmosferei din exploatare (tabelul 2.3).

*Tabelul 2.3*

| Atmosfera în care este exploatată construcția | Perioada de întreținere, ani |
|---|---|
| Urbană, neindustrială | 6...8 |
| Urbană, industrială | 4...5 |
| Marină | 2...3 |
| Industrială agresivă | 1...2 |

Aderența, eficacitatea și durabilitatea unei protecții anticorosive depinde de modul de curățire a suportului de impurități, rugină, vopsea veche ș.a. Curățirea se poate face prin următoarele procedee: ciocănirea, în cazul straturilor vechi de vopsea; periarea cu perii de sîrmă în cazul straturilor de oxizi și tunder; sablarea cu jet sub presiune de nisip (uscat și curat), praf de sticlă sau de alice (suprafețele sablate trebuie grunduite în cel mult 3...4 ore de la curățire); flamare cu flacăra oxiacetilenică (procedeu neindicat datorită efectului termic nefavorabil, care implică deformații și tensiuni remanente în elementul metalic curățat); degresare de uleiuri și grăsimi utilizînd benzen, toluen, xilen sau tricloretilenă. O curățire necorespunzătoare a suportului reduce aderența dintre stratul protector și suport (suprafața metalului).

Metodele de protecție anticorosivă cel mai des utilizate sînt vopsirea și metalizarea.

*Vopsirea* trebuie să se facă în straturi subțiri pentru ca uscarea să aibă loc într-un interval de timp scurt. De regulă, grosimea straturilor de vopsea trebuie să fie de circa trei ori mai mare decît adîncimea maximă a asperităților suprafeței tratate. Acoperirea prin vopsire cuprinde grundul (stratul de bază cu rol activ), spaclul (stratul intermediar cu rol de egalizare a suprafeței grunduite) și straturile de acoperire sau de finisaj (care împiedică degradarea stratului primar sau grundului). Elementele de construcții metalice se expediază din uzină grunduite cu miniu de plumb, iar pe șantier, după montarea lor, se face vopsirea finală. Cu ocazia transportului, depozitării, manevrărilor, îndreptării elementelor, o parte din stratul de grund aplicat în uzină se deteriorează, ceea



*Tabelul 2.4*

| Sistemul de acoperire | Tenacitatea și flexibilitatea | Rezistență mecanică | Aspectul exterior | Ușurința de întreținere |
|---|---|---|---|---|
| — ulei de in | FB | M | FB | FB |
| — alchidic | B | B | FB | FB |
| — clorocauciuc | M | B | B | FB |
| — fenolic | B | FB | FB | M |
| — vinilic | FB | M | B | FB |
| — epoxidic | M | FB | M | N |
| — epoxido-aminoamidic | B | FB | B | N |
| — epoxido-uretanic | B | FB | B | N |
| — poliuretanic | FB | FB | M | N |

*Observații*: FB — foarte bun; B — bun; M — mediocru; N — necorespunzător

*Tabelul 2.5*

| Sistem de acoperire | | ulei de in | alchidice | clorocauciuc | fenolice | vinilice | epoxidice fără solvent | epoxido-aminoamidice | epoxido-uretanice | poliuretanice |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Grosime — mm | | 120...150 | 100...130 | 95...125 | 95...125 | 95...125 | 300...500 | 90...120 | 90...120 | 100...150 |
| Pregătirea suprafeței | | curățire manuală | sablare | sablare | sablare | sablare | sablare | sablare | sablare | sablare |
| Atmosfera de exploatare | — urbană și rurală neindustrializată | FB | FB | B | FB | FB | M | M | M | M |
| | — urbană industrializată | B | B–FB | FB | FB | FB | B | B | FB | B |
| | — industrială | M | M–B | B | B | FB | FB | FB | FB | FB |
| | — marină | B | FB | B–FB | FB | FB | B | B | B | B |
| | — cu umiditate relativă peste 85% | N | B | FB | FB | FB | B | B | FB | FB |

ce obligă pe şantier întîi refacerea acestuia şi ulterior depunerea straturilor intermediare şi de finisare. Aplicarea vopselei se face cu pensula sau prin pulverizare cu pistolul. În condiţii de exploatare cu agresivitate chimică mare, construcţiile metalice se protejează prin vopsire cu lacuri şi emailuri perclorvinilice sau pe bază de clorcauciuc, care se livrează gata preparate şi se aplică ca şi vopselele pe bază de ulei.

În tabelele 2.4 şi 2.5 se prezintă orientativ, pe baza datelor din literatura de specialitate, caracteristicile mecanice, estetice şi de întreţinere a diverselor sisteme de acoperiri anticorosive aplicate prin vopsire şi respectiv eficacitatea acestor sisteme în funcţie de natura atmosferei din exploatare.

*Metalizarea* se realizează prin acoperirea metalului de protejat cu un metal protector rezistent la coroziune. Zincul este des folosit pentru protecţia oţelului, lucru reflectat şi de faptul că aproape jumătate din producţia mondială de zinc este folosită pentru protecţia metalelor corodabile. Zincarea oţelului se realizează prin imersie (introducerea metalului de protejat în baia de zinc topit) şi prin pulverizare (metalul protector topit este proiectat pe suprafaţa metalului de protejat folosind un jet de aer comprimat). Metalizarea poate constitui o protecţie independentă sau numai suportul pentru aplicarea unor straturi ulterioare de vopsea (sistemul de protecţie duplex). Viteza de coroziune a oţelului zincat variază în funcţie de agresivitatea atmosferică în care este amplasată construcţia metalică. Grosimea acoperirii cu zinc se adoptă în funcţie de condiţiile de exploatare (tabelul 2.6).

Protecţia prin metalizare a oţelului se poate realiza şi prin depuneri de aluminiu.

*Tabelul 2.6*

| Atmosfera | Grosimea acoperirii cu zinc (μm) | |
|---|---|---|
| | cînd nu se aplică ulterior şi straturi de vopsea | cînd se aplică ulterior şi straturi de vopsea |
| urbană neagresivă | 40... 60 | 20... 40 |
| urbană industrializată (cu o concentraţie medie de gaze agresive) | 90...120 | 80... 90 |
| industrială sau marină | 120...180 | 100...120 |

## 2.6. RECOMANDĂRI PRIVIND PREVENIREA ŞI PROTECŢIA ANTICOROSIVĂ A STRUCTURILOR METALICE EXPLOATATE ÎN ATMOSFERĂ INDUSTRIALĂ AGRESIVĂ

Limitarea efectului distructiv al coroziunii asupra elementelor şi îmbinărilor metalice impune obligatoriu, luarea unor măsuri eficace de prevenire şi combatere a acestui proces în toate fazele de realizare şi exploatare a unei construcţii (proiectare, uzinare, montaj şi întreţinere).

Greşelile din faza de proiectare, execuţie în uzină sau montaj pe şantier, referitoare la măsurile de evitare a coroziunii construcţiilor metalice expuse



acţiunii agenţilor corosivi din atmosferă industrială, se repercutează negativ în faza de exploatare.

În faza de proiectare a construcţiilor metalice, ce urmează a fi exploatate în atmosferă industrială, trebuie avute obligatoriu în vedere următoarele indicaţii :

— utilizarea oţelurilor patinabile (RCA, RCB) numai la construcţiile metalice exploatate în atmosferă rurală sau urbană, neimpurificată cu gaze agresive; utilizarea acestor oţeluri în atmosferă industrială cu agresivitate chimică nu se justifică ;

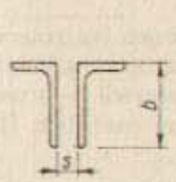
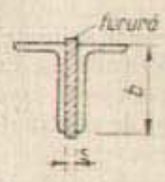
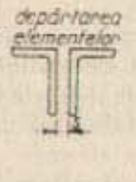
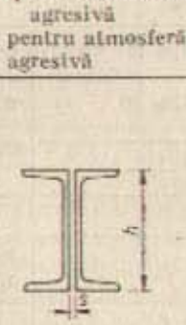
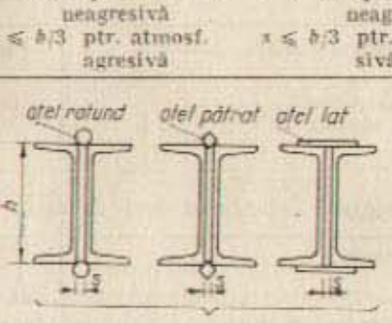
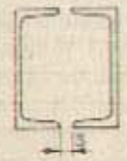
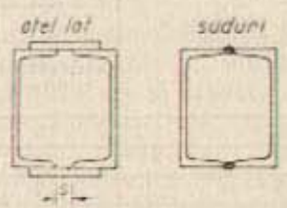
| Nr. crt. | Soluţii contraindicate | Soluţii recomandate | |
|---|---|---|---|
| a |   $s \leqslant 10$ mm<br>$s \leqslant b/10$ pentru atmosferă neagresivă<br>$s \leqslant b/3$ pentru atmosferă agresivă |   $s \leqslant 10$ mm<br>$s \leqslant b/10$ ptr. atmosf. neagresivă<br>$s \leqslant b/3$ ptr. atmosf. agresivă |   $s \leqslant 10$ mm<br>$s \leqslant b/10$ ptr. atmosf. neagresivă<br>$s \leqslant b/3$ ptr. atmosf. agresivă |
| b |   $s \leqslant 10$ mm<br>$s \leqslant h/10$ ptr. atmosf. neagresivă<br>$s \leqslant h/3$ ptr. atmosf. agresivă |   $s \leqslant 10$ mm<br>$s \leqslant 10$ /10 ptr. atmosf. agresivă<br>$s \leqslant h/3$ pentru atmosf. sivă | $s \leqslant 10$ mm<br>$s \leqslant h/10$ pentru atmosferă neagresivă<br>$s \leqslant h/3$ pentru atmosferă agresivă |
| c |   $s \leqslant 120$ mm pentru atmosferă neagresivă<br>$s \leqslant 160$ mm pentru atmosferă agresivă |   $s \leqslant 120$ mm pentru atmosferă neagresivă<br>$s \leqslant 160$ mm pentru atmosferă agresivă | $s \leqslant 120$ mm pentru atmosferă neagresivă<br>$s \leqslant 160$ mm pentru atmosferă agresivă |

Fig. 2.7. Recomandări ce trebuie avute în vedere la proiectarea construcţiilor metalice expuse în exploatare acţiunii agenţilor corosivi.

— evitarea concentrărilor de eforturi provocate de reducerile bruște de secțiune, suduri punctiforme, întrerupte sau concurente, evitarea dispunerii îmbinărilor nituite sau cu șuruburi (care implică slăbiri datorită găurilor) în apropierea secțiunilor cu solicitări maxime ș.a. ; efortul mecanic influențează procesul de coroziune dacă are o valoare mai mare ca (0,40...0,45) $\sigma_r$ ;

— utilizarea unui număr mic de elemente, dar puternice, în locul unui număr mare de elemente și cu secțiuni reduse care implică numeroase îmbinări, zone mai puțin etanșe, sensibile la coroziune ca și o suprafață totală expusă mediului corosiv mai mare ;

— secțiunile adoptate pentru elemente trebuie să permită accesul la toată suprafața laterală pentru control periodic și întreținere în exploatare ; la barele cu secțiune compusă trebuie respectată distanța minimă între elementele componente (fig. 2.7, *a*, *b*, *c*) ;

— sînt recomandate secțiunile la care raportul între arie și perimetru este mare ;

— respectarea dimensiunilor minime pentru secțiunea transversală și pentru grosimea elementelor structurale în funcție de alcătuirea elementului (tabelul 2.7), de indicele de reducere prin coroziune atmosferică a grosimii elementului metalic (tabelul 2.8) și de destinația construcției metalice (tabelul 2.9) ;

*Tabelul 2.7*

| Elementul | Valori minime (mm) | |
|---|---|---|
| | grosimi | secțiuni |
| Grinzi cu secțiune plină | inima 6, talpă 8,* 12,** | 60×60×6 |
| Stîlpi cu inimă plină :<br>— ramuri și zăbrele | — inima 6, talpa 10 | 60×60×6 |
| — traverse | 8 | |
| — placă de bază | 20 | — |
| Grinzi cu zăbrele :<br>— bare | 6 | 45×45×4*<br>40×40×4** |
| — fururi | 4 | — |

* îmbinare nituită
** îmbinare sudată

*Tabelul 2.8*

| Indici de reducere prin coroziune a grosimii elementului metalic $i_s$ (mm/an) | Grosimea minimă (mm) | | | |
|---|---|---|---|---|
| | OL 37 | | OL 52 | |
| | elemente de rezistență | elemente de solidarizare | elemente de rezistență | elemente de solidarizare |
| 0,05...0,09 | 6 | | — | |
| 0,10...0,14 | 10 | 8 | 6 | — |
| 0,15...0,19 | 12 | 10 | 8 | 6 |
| 0,20...0,30 | 16 | 12 | 10 | 8 |

— respectarea distanțelor maxime dintre nituri sau șuruburi care să nu permită depărtarea elementelor din pachet pe intervalul dintre două nituri sau două șuruburi consecutive ;

— la proiectarea structurilor metalice exploatate în atmosferă industrială cu agresivitate chimică, pentru reducerea sensibilității la coroziune, sînt de preferat grinzile cu inimă plină în locul celor cu zăbrele sau ajurate, îmbinăril



*Tabelul 2.9*

| Destinația construcției metalice | Conținut $SO_2$ | $a_r$ (%) | $i_s$ (mm/an) | Recomandări privind adoptarea grosimii minime |
|---|---|---|---|---|
| Oțelării<br>Laminoare | redus | <40 | 0,05<br>0,07 | $t \geq 6$ mm |
| Furnătorii | mediu | 40...60 | 0,14 | $t \geq 12$ mm la elemente din OL 37, puternic solicitate<br>$t \geq 10$ mm la elemente din OL 37, mediu solicitate<br>$t \geq 8$ mm la elemente din OL 37, nesolicitate<br>Utilizare oțel OL 52 |
| Secții decapare<br>Estacade de descărcare<br>Furnale<br>Estacade pentru bazine de granulare<br>Hale de aglomerare | mare | >60 | 0,20<br>0,25<br>0,50<br>1,60 | $t \geq 16$ mm la elemente din OL 37, puternic solicitate<br>$t \geq 14$ mm la elemente din OL 37, mediu solicitate<br>$t \geq 10$ mm la elemente din OL 37, nesolicitate<br>$t \geq 12$ mm la elemente din OL 52, puternic solicitate și mediu solicitate<br>$t \geq 8$ mm la elemente din OL 52, nesolicitate<br>Acoperire cu beton |

sudate în locul celor nituite sau cu șuruburi, îmbinările cu sudură în adîncime în locul celor în relief ;

— la elementele greu accesibile pentru control și întreținere în exploatare sau la cele la care există riscul degradării accidentale a protecției anticorosive și deci al accesului local al agentului corosiv la suprafața metalului, poate deveni utilă și o supradimensionare a grosimii acestora. Luarea în considerare a efectului coroziunii la dimensionare cu și la stabilirea capacității portante a unui element structural se poate face pe baza unor coeficienți ce țin seama de agresivitatea mediului corosiv, forma secțiunii, tipul de solicitare și durata de expunere la acțiunea agentului corosiv ;

— adoptarea sistemului de acoperire anticorosivă pe baza indicațiilor literaturii de specialitate, experienței proiectantului, firmei producătoare și încercărilor prealabile în condiții de laborator (care să modeleze cît mai bine situația reală din exploatare) sau în atmosferă industrială. La stabilirea sistemului de protecție anticorosivă trebuie luate în considerare : destinația și durata de serviciu a construcției, zona climatică, natura și agresivitatea atmosferei de exploatare, alcătuirea constructivă inclusiv modul de îmbinare, costul sistemului de protecție ș.a. ;

— prevederea unor sisteme eficace de acoperiri anticorosive la structurile alcătuite din profile cu pereți subțiri, datorită toleranțelor reduse admise în acest caz la degradările prin coroziune ; evitarea utilizării acestor profile în atmosferă cu agresivitate chimică ;

— prevederea unei protecții anticorosive corespunzătoare la îmbinările cu uruburi de înaltă rezistență, în special la construcțiile metalice exploatate în

atmosferă industrială impurificată cu gaze agresive ; în caz contrar, prin reducerea valorii coeficientului de frecare dintre suprafețele în contact este afectată în mod direct capacitatea portantă a îmbinării ;

— curățirea corespunzătoare a suprafeței elementului metalic (îndepărtarea prafului, oxizilor, straturilor de vopsea veche, urmelor de ulei) și respectarea condițiilor climatice ($u_r \leqslant 80\%$, $t \geqslant 15°C$) și tehnologiei de aplicare a straturilor de acoperire, ceea ce garantează eficacitatea protecției anticorosive ;

— respectarea ciclurilor de întreținere periodică în exploatare.

CAPITOLUL 3

# COMPORTAREA OȚELULUI ȘI A ALIAJELOR DE ALUMINIU*

## 3.1. ELEMENTE GENERALE

Cunoașterea comportării oțelurilor și a aliajelor de aluminiu la scară macro- și microstructurală este de o importanță majoră, cu atît mai mult cu cît fenomene de o deosebită complexitate cum ar fi de exemplu ruperea fragilă sau ruperea prin oboseală etc. sînt direct influențate de efecte ca cel al ecruisării și al îmbătrînirii, al formării structurilor cu caracter fragil, respectiv al unor constituenți sau compuși defavorabili. Aceste efecte pot fi analizate, explicate și evitate numai printr-o bună cunoaștere a proprietăților fizico-mecanice, respectiv a comportării metalului din elementul de construcție.

Comportarea epruvetelor netede din oțel sau aliaje de aluminiu supuse la întindere pune în evidență existența unui domeniu elastic și a unui domeniu plastic, mai mult sau mai puțin extins, care precede ruperea propriu-zisă. *Diagramele caracteristice* (diagramele încercărilor la tracțiune) ale metalelor prezintă unele particularități, putîndu-se clasifica astfel :

— diagrame cu palier al deformațiilor plastice care se întîlnesc la oțelurile carbon și la oțelurile slab aliate pentru construcții. Lungimea palierului de curgere (care este de 1,5...3% la oțelurile carbon OL 37) este de regulă mai redusă la oțelurile slab aliate (0,7...1,5%), scăzînd o dată cu creșterea limitei de curgere. După consumarea deformației plastice corespunzătoare palierului, urmează un domeniu în care eforturile încep din nou să crească o dată cu deformațiile, creșterea acestora din urmă fiind mai accentuată : în final se ajunge la ruperea piesei (fig. 3.1) ;

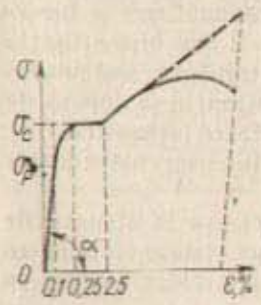



Fig. 3.1. Diagrame caracteristice σ – ε obținute prin încercarea la tracțiune, la oțeluri cu palier de curgere.

* La redactarea capitolelor 1, 3 și 4 a fost consultat dr. ing. M. Teodorescu de la ICEM — București.



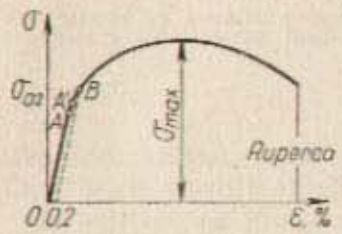



Fig. 3.2. Diagrama caracteristică σ – ε a metalelor fără palier de curgere.

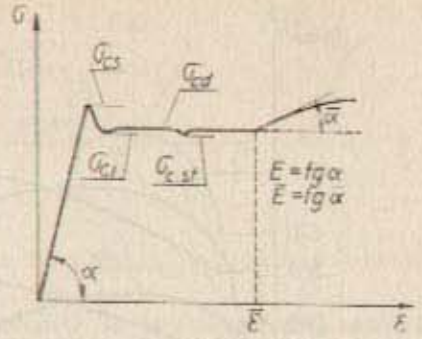



Fig. 3.3. Comportarea oțelurilor pe palierul de curgere.

— diagrame fără palier de curgere, la care trecerea către deformațiile mari are loc progresiv, pînă la rupere și care se întîlnesc la oțelurile cu mult carbon, la oțelurile bogat aliate, precum și la aliajele de aluminiu (fig. 3.2).

Deformațiile plastice corespunzătoare palierului de curgere se produc în trepte, valorile eforturilor unitare oscilînd în limite reduse ; apare un *vîrf de tensiune* care separă zona elastică de cea plastică și care este mai mare decît efortul minim înregistrat (fig. 3.3).

În figura 3.3 este prezentată comportarea pe palierul de curgere a oțelurilor recoapte cu conținut redus de carbon, (OL 37, OL 52) fiind pusă în evidență oscilația care are loc în limite reduse a efortului unitar de curgere.

În mod practic, sfîrșitul palierului elastic poate fi considerat la atingerea vîrfului de tensiune $\sigma_{cs}$ (limita de curgere superioară). Urmează o scădere bruscă a tensiunii, a cărei valoare minimă este $\sigma_{ci}$ (limita de curgere inferioară). Această valoare nu are o semnificație specială deoarece mărimea ei este influențată de răspunsul dinamic al presei cu care se încearcă epruveta. Continuînd încărcarea, efortul unitar în epruvetă va rămîne constant (palier orizontal în diagrama σ – ε) avînd valoarea $\sigma_{cd}$ (limita de curgere dinamică), care depinde de viteza de încărcare a presei. Dacă se reduce la zero rata încărcării, efortul unitar va scade la valoarea $\sigma_{cst}$ care este limita de curgere statică și care este caracteristica mecanică cea mai importantă pentru structurile încărcate static*.

Sfîrșitul palierului de curgere are loc cînd eforturile încep din nou să crească cu deformațiile, la apariția deci a fenomenului de consolidare. În acest punct al diagramei σ – ε $\bar{\varepsilon}$ are valori cuprinse între 0,6 și 2,5%, iar $\bar{E}$ între $3 \cdot 10^3$ și $6 \cdot 10^3$ N/mm², valori care depind de calitatea oțelului și de grosimea materialului.

În ceea ce privește comportarea la compresiune este de precizat că datorită fenomenelor de instabilitate care apar în domeniul plastic, trebuie efectuate încercări pe elemente scurte și groase, sau de secțiune tubulară cu pereți groși. Cedarea se produce prin deformații plastice excesive și nu prin rupere efectivă. Limita de curgere superioară dispare și, datorită neuniformității proprietăților mecanice și a tensiunilor remanente, se accentuează abaterea de la comportarea elastică în apropierea palierului de curgere. În figura 3.4 sînt prezentate curbele caracteristice σ – ε pentru oțel cu conținut redus de carbon și pentru cîteva aliaje de aluminiu.

* Pentru oțelurile în stare de laminare $\sigma_{c,i}$ determinat cu viteze de încărcare mică este apropiat ca valoare de $\sigma_{cst}$ și poate fi considerat ca valoare normată pentru calculele de rezistență și stabilitate.

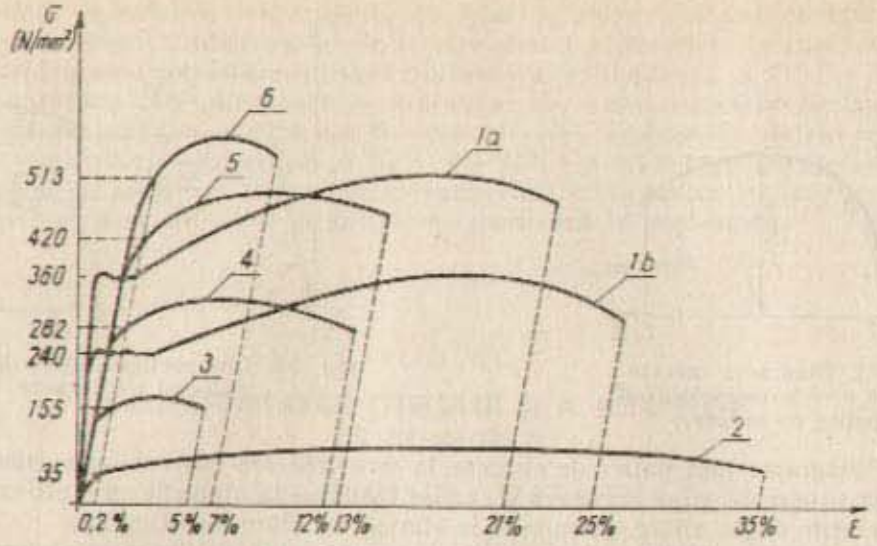



Fig. 3.4. Diagrama caracteristică $\sigma - \varepsilon$ pentru :
1 a — OL 52 ; 1 b — OL 37 ; 2 — aluminiu tehnic (100% puritate) recopt sau recristalizat ; 3 — aluminiu tehnic ecruisat puternic ; 4 — aliaj AlMgSi ; 5 — aliaj AlCuMg ; 6 — aliaj AlZnMg.

La metalele a căror diagramă caracteristică nu prezintă palier de curgere, limita de curgere reprezintă efortul unitar la care valoarea deformației remanente la descărcare (fig. 3.2) este 0,2%. Această valoare este definită ca *limită de curgere tehnică* sau *limită de curgere convențională* $\sigma_{0,2}$ și se utilizează atît la oțeluri, cît și la aliajele de aluminiu.

Ruperea piesei metalice se produce după ce s-au dezvoltat importante deformații plastice. În zona în care se produce ruperea apare o gîtuire (strictiune) a secțiunii.

Pentru scopuri tehnice se determină următoarele caracteristici ale epruvetei supusă la întindere conform tabelului 3.1.

*Tabelul 3.1*

| Caracteristica epruvetei | Relația de calcul | Observații |
|---|---|---|
| Alungirea (lungirea specifică) $\varepsilon$ | $\varepsilon = \frac{L - L_0}{L_0} \cdot 100 = \frac{\Delta L}{L_0} \cdot 100$ [%] | $L_0$ — lungimea inițială a epruvetei |
| Alungirea remanentă | | — se determină după descărcarea epruvetei |
| Alungirea la rupere $\Delta_r$ sau $\delta_r$ | $\Delta_r (\delta_r) = \frac{L_r - L_0}{L_0} \cdot 100$ [%] | |
| Gîtuirea la rupere $Z$ | $Z = \frac{S_0 - S_r}{S_0} \cdot 100$ [%] | $S_0$ — secțiunea inițială<br>$S_r$ — secțiunea la rupere |

Diagrama $\sigma - \varepsilon$ în zona deformațiilor mari, care preced ruperea, este convențională deoarece efortul unitar se determină raportînd forța la secțiunea inițială fără a ține seama de gîtuire ; raportînd la secțiunea redusă prin gîtuire, se obțin valori $\sigma$ mult mai mari (reprezentate cu linie întreruptă în figura 3.1).

În anumite condiții la unele piese din oțel apare *ruperea fragilă*. Oțelurile care se rup fragil se caracterizează prin deformații plastice foarte reduse



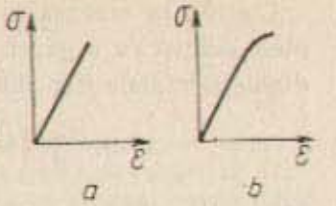



Fig. 3.5. Curbe caracteristice pentru diferite materiale solicitate la tracțiune :
a — pentru un material complet fragil (comportarea ideală) ;
b — pentru un material fragil care are oarecare ductilitate.

(fig. 3.5). Același oțel se poate însă comporta fie plastic, fie fragil în funcție de anumite condiții specifice de solicitare.

În legătură cu problemele care vor fi analizate în cadrul acestui capitol apare necesar să fie precizate unele noțiuni fundamentale privind proprietățile metalelor :

— *plasticitatea* este proprietatea metalelor de a lua sub anumite solicitări deformații permanente ;

— *tenacitatea* este proprietatea metalelor de a se rupe sub acțiunea solicitărilor, după deformații permanente vizibile ;

— *fragilitatea* este proprietatea materialelor în general și a metalelor (în anumite condiții) de a se rupe brusc sub acțiunea solicitărilor, fără deformații permanente vizibile.

## 3.2. CONCENTRAREA TENSIUNILOR ÎN ELEMENTELE METALICE

Discontinuitățile geometrice din elementele metalice, cum sînt găurile sau crestăturile, produc o distribuție neuniformă a tensiunilor în zona acestora. Într-o piesă supusă la întindere uniformă, în zona de lîngă discontinuitate, efortul unitar local este mai mare decît efortul unitar mediu din secțiune, producîndu-se o concentrare a tensiunilor (fig. 3.6).

Influența concentratorului de tensiuni se exprimă prin coeficientul teoretic de concentrare a tensiunilor $\alpha$, care reprezintă raportul dintre efortul unitar maxim și efortul unitar mediu $\sigma^1_{med}$ — uniform, calculat pe baza secțiunii nete ; după unii autori efortul unitar mediu se calculează în funcție de întreaga secțiune transversală a piesei $\sigma^2_{med}$ în zona unde nu există concentrator.

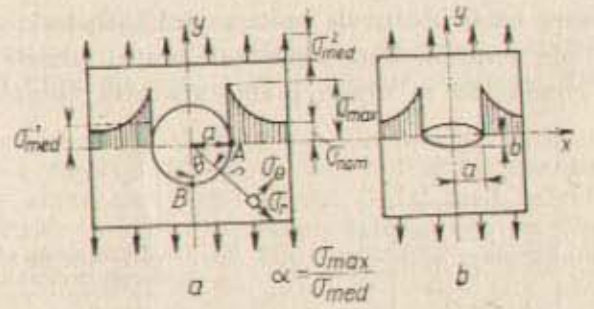



Fig. 3.6. Distribuția tensiunilor :
a — lîngă o gaură circulară ; b — lîngă o gaură eliptică.

Crestătura creează o stare plană sau spațială de tensiune. În cazul unei plăci subțiri cu o gaură circulară, supusă la întindere, apar tensiuni longitudinale și radiale (fig. 3.6, *a*) care se determină cu relațiile :.

$$\sigma_r = \frac{\sigma_{med}}{2}\left(1 + \frac{a^2}{r^2}\right) + \frac{\sigma_{med}}{2}\left(1 + 3\frac{a^4}{r^4} - 4\frac{a^2}{r^2}\right)\cos 2\theta\,; \tag{3.1}$$

$$\sigma_\theta = \frac{\sigma_{med}}{2}\left(1 + \frac{a^2}{r^2}\right) - \frac{\sigma_{med}}{2}\left(1 + 3\frac{a^4}{r^4}\right)\cos 2\theta\,; \tag{3.2}$$

$$\tau = \tau_{r\theta} = -\frac{\sigma_{med}}{2}\left(1 - 3\frac{a^4}{r^4} + 2\frac{a^2}{r^2}\right)\sin 2\theta. \tag{3.3}$$

Efortul unitar maxim apare în punctul $A$ ($\theta = \pi/2$ și $r = a$), adică :

$$\sigma_{max} = \sigma_{\theta=\pi/2} = 3\sigma_{med}. \tag{3.4}$$

Coeficientul teoretic $\alpha$ de concentrare a tensiunilor pentru o placă cu o gaură circulară este deci egal cu 3.

În cazul unei găuri de formă eliptică (fig. 3.6, *b*) efortul unitar maxim la extremitățile axei mari este dat de relația :

$$\sigma_{max} = \sigma_{med}\left(1 + 2\frac{a}{b}\right). \tag{3.5}$$

Tensiunea crește o dată cu creșterea raportului $a/b$. Prin urmare o gaură îngustă, respectiv o fisură normală pe direcția de acțiune a tensiunilor, produce o concentrare puternică a acestora.

În realitate într-un metal plastic (ductil) solicitat static, în domeniul plastic nu se produc vîrfurile de tensiuni care ar rezulta din aplicarea coeficientului teoretic de concentrare a tensiunilor deoarece fiind atinsă limita de curgere a materialului în punctul cel mai solicitat, eforturile unitare se redistribuie, plastificînd toată secțiunea (fig. 3.7). Redistribuirea eforturilor unitare nu se produce în cazul unui material fragil sau al unui metal ductil care din diferite cauze a devenit fragil în această zonă ; în acest caz pot apărea eforturi unitare care au valori mai mari decît valoarea limitei de curgere a metalului și pot atinge repede valori apropiate de rezistența la rupere, producînd și amorsarea unei ruperi de tip fragil. Concentratorii de tensiuni contribuie ei înșiși la fragilizarea metalului, în cazul stării de eforturi plane sau spațiale în care toate eforturile unitare sînt întinderi.

Concentratorii de tensiuni sînt periculoși pentru piesele supuse la solicitări repetate, conducînd la ruperi premature prin oboseală.

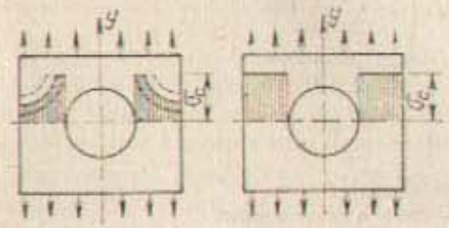


Fig. 3.7. Uniformizarea eforturilor în jurul unui concentrator de efort.



## 3.3. CRITERII DE CEDARE PLASTICĂ A METALELOR

În cazul solicitării monoaxiale, deformarea plastică începe cînd efortul unitar maxim atinge valoarea limitei de curgere. În cazul unei stări de tensiuni complexe, curgerea este în funcție de mărimea și semnul tensiunilor principale. În prezent este acceptată pentru stabilirea apariției curgerii în metalele cu proprietăți plastice teoria energiei de schimbare a formei.

*Teoria energiei de schimbare a formei* conduce la o concordanță mai bună cu rezultatele experimentale. Criteriul de atingere a plastificării este dat de relația :

$$\frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} = \sigma_c, \tag{3.6}$$

care exprimă relația dintre valorile tensiunilor principale și limita de curgere $\sigma_c$ determinată la întindere simplă.

Acest criteriu (denumit și criteriul lui Huber, von Mises și Hencky) admite că materialul se comportă după curba materialului elasto-plastic ideal și că deformația plastică se produce fără variație de volum. Fenomenul de curgere apare cînd energia de schimbare a formei, acumulată de unitatea de volum, depășește energia de deformare corespunzătoare, acumulată de unitatea de volum deformată pînă la curgere printr-o solicitare de întindere sau compresiune.

Considerînd expresia de sub radical ca un efort unitar monoaxial echivalent care produce același efect ca și starea complexă de tensiune, relația (3.6) se mai poate scrie sub forma :

$$\sigma_e = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 - \sigma_1\sigma_2 - \sigma_2\sigma_3 - \sigma_1\sigma_3} = \sigma_c. \tag{3.7}$$

Exprimînd eforturile principale în funcție de eforturile normale și tangențiale, relația (3.7) devine :

$$\sigma_e = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x\sigma_y - \sigma_x\sigma_z - \sigma_y\sigma_z + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2)} = \sigma_c. \tag{3.8}$$

Pentru starea de eforturi biaxială și monoaxială relația (3.8) devine :

$$\sigma_e = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x\sigma_y + 3\tau^2} = \sigma_c \tag{3.9}$$

și

$$\sigma_e = \sqrt{\sigma_x^2 + 3\tau^2} = \sigma_c. \tag{3.10}$$

Formula este aplicabilă în cazul cînd starea de efort permite dezvoltarea deformațiilor plastice ; în cazul stării de solicitare biaxială formula este aplicabilă numai cînd $\sigma_x$ și $\sigma_y$ sînt de semne contrarii (întindere și compresiune).

Din punctul de vedere al deformațiilor, teoria tensiunii tangențiale maxime admite alunecarea după planul (011), pe cînd teoria energiei de schimbare a formei admite alunecarea după planul (111), ceea ce este mai apropiat de modul real (fizic) în care apar alunecările în cristale (fig. 3.8). Notarea planurilor de alunecare s-a făcut după metoda general adoptată (metoda indicilor Miller) ; se observă că din punct de vedere fizic planul (110) corespunde în totalitate cu (011) doar că este răsturnat cu 90°.

* Criteriul Mohr, Tresca : $\sigma_1 - \sigma_3 = 2\tau_c = \sigma_c$ [42]

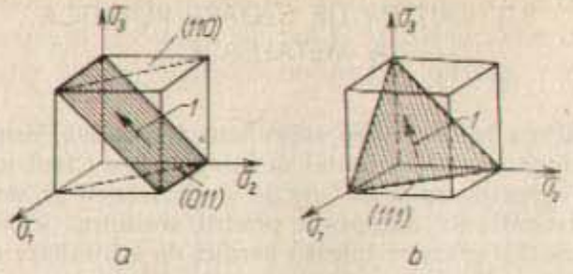



Fig. 3.8. Planele de alunecare :
a — după teoria tensiunilor tangențiale maxime ; b — după teoria energiei de schimbare a formei ; 1 — direcția de alunecare.

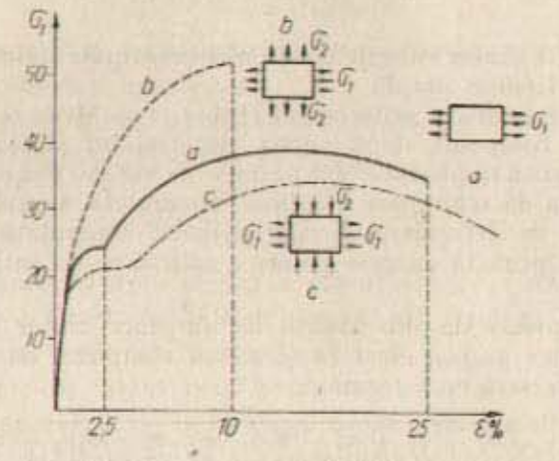



Fig. 3.9. Diagramele caracteristice $\sigma - \varepsilon$ pentru o epruvetă supusă la :
a — întindere monoaxială ; b — întindere biaxială ; c — întindere și compresiune.

Cînd eforturile unitare sînt întinderi și au același ordin de mărime, stările de tensiune biaxiale și triaxiale duc la o reducere sensibilă a deformațiilor plastice la rupere și respectiv la o tendință de fragilizare a metalului. În cazul solicitării biaxiale cînd pe direcția perpendiculară solicitării la întindere acționează un efort de compresiune, deformațiile plastice se accentuează. În figura 3.9 este reprezentată comparativ diagrama $\sigma - \varepsilon$, corespunzătoare unor epruvete de oțel supusă la o solicitare de întindere monoaxială, biaxială și respectiv cazul cînd eforturile sînt de semne contrare.

În cazul compresiunii triaxiale (presiune hidrostatică) corpul nu poate fi practic distrus.

## 3.4. PRESIUNI LOCALE

În anumite cazuri, cînd suprafețele de rezemare sînt curbe, transmiterea unor forțe de compresiune se face pe suprafețe foarte mici ale pieselor metalice (fig. 3.10, *a* și *b*). Suprafețele de contact pot fi ambele curbe sau una din ele curbă, iar cealaltă plană. Teoretic presiunea se dezvoltă pe o linie ; practic



*Tabelul 3.2*

| Modul de rezemare conform figurii | Efortul unitar maxim N/mm² |
|---|---|
| 3.10, *a* | $\sigma_i = 192\sqrt{\frac{P}{b \cdot r}}$ |
| 3.10, *b* | $\sigma_i = 192\sqrt{\frac{P}{b} \cdot \frac{r_1 - r_2}{r_1 r_2}}$ |
| 3.10, *c* | $\sigma_i = 192\sqrt{\frac{P}{b} \cdot \frac{r_1 + r_2}{r_1 r_2}}$ |

*OBSERVAȚII.* În aceste relații se folosesc mărimile N și mm.

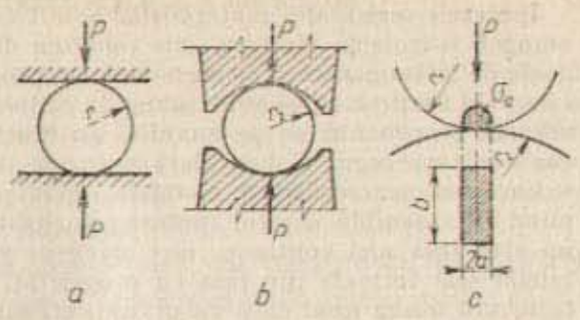



Fig. 3.10. Transmiterea de forțe prin presiuni locale :
a și b — moduri de transmitere ; c — repartizarea presiunilor locale.

însă apare o deformație locală, astfel că în realiate contactul se produce pe o anumită suprafață.

Eforturile locale variază după o curbă asimilată cu o elipsă care are ordonata de valoare maximă în axa suprafeței. Relația de echilibru (cu notațiile din figura 3.10) conduce la :

$$P = \frac{\pi}{2} ab\sigma_i \text{ și } \sigma_i = \frac{2P}{\pi ab}. \tag{3.11}$$

În cazul a doi cilindri convecși, H. Hertz a stabilit pentru dimensiunea $a$ valoarea :

$$a = 1{,}52\sqrt{\frac{P}{bE} \cdot \frac{r_1 r_2}{r_1 + r_2}}. \tag{3.12}$$

Introducînd valoarea $a$ în relația (3.11) și considerînd $E = 2{,}1 \cdot 10^5$ N/mm², pentru cazurile din figura 3.10 se obțin valorile din tabelul 3.2.

Presiunile locale sînt mari, dar starea spațială fiind de compresiune, limita de solicitare la care apare distrugerea prin plastificare a metalului este mult ridicată, ceea ce se reflectă în rezistențe de calcul mai mari decît cele obișnuite (v. STAS 10108/0-78).

## 3.5. ANALIZA COMPORTĂRII METALELOR DIN PUNCTUL DE VEDERE AL METALURGIEI MECANICE

### 3.5.1. ELEMENTE GENERALE

Comportarea elastică, plastică sau fragilă a metalelor poate fi înțeleasă numai dacă este analizată la nivelul microstructurii ; cu acest studiu se ocupă *Metalurgia mecanică*, care reprezintă o parte din domeniul mai larg al *Metalurgiei fizice*.

Ipotezele rezistenței materialelor admit că metalul este un corp continuu, omogen și izotrop. Un corp este *continuu* dacă nu conține defecte sau spații goale de nici o natură și *omogen* dacă are proprietăți identice în toate punctele sale. Un corp se consideră *izotrop* în raport cu o anumită proprietate dacă această proprietate nu se modifică în funcție de direcție sau orientare ; în caz contrar corpul se consideră *anizotrop*.

La scară macroscopică metalele, oțelul sau aliajele de aluminiu, corespund în ansamblu acestor ipoteze ; analizate la scară microscopică metalele nu sînt însă nici continue, nici omogene și nici izotrope. Majoritatea metalelor sînt formate din faze cu proprietăți mecanice diferite și sînt constituite sub forma unui corp cu grăunți cristalini cu proprietăți diferite pe fiecare direcție cristalografică.

Influența imperfecțiunilor se manifestă într-o măsură insensibilă la un element de mărimea celor folosite în practică. Aceasta se datorește faptului că grăunții cristalini sînt foarte mici, astfel încît metalele la scară macroscopică pot fi considerate practic omogene și izotrope. Dacă însă metalele sînt puternic deformate pe o anumită direcție, cum se întîmplă în cazul laminatelor, proprietățile mecanice pot deveni anizotrope chiar la scară macroscopică.

### 3.5.2. COMPORTAREA ELASTICA A METALELOR

O piesă metalică, din oțel sau aliaj de aluminiu se deformează dacă este supusă unei solicitări. Deformarea metalului se datorește modificării valorii forțelor de legătură și ca atare a distanței dintre atomii rețelei cristaline. Dacă distanțele dintre atomi după deformație rămîn în limitele cărora le corespund forțe de legătură suficient de mari, rețeaua deformată revine la forma inițială odată cu dispariția cauzei care a produs-o.

Fenomenul de revenire la dimensiunile inițiale după încetarea solicitării se numește *comportare elastică*. În practică se consideră ca valoare de referință *limita de proporționalitate* ; pînă la valoarea limitei de proporționalitate deformația specifică este proporțională cu efortul unitar (cu abatere de la proporționalitate de maximum 10%) : în acest domeniu este aplicabilă *legea lui Hooke*.

Nivelul limitei de proporționalitate este variabil în funcție de imperfecțiunile rețelei cristaline, de tensiunile remanente etc. Pentru oțelurile de construcții ea reprezintă circa 0,8 din limita de curgere ; în unele cazuri însă ea poate coborî pînă la 0,5...0,6 din limita de curgere.

În domeniul de proporționalitate (v. fig. 3.1) *modulul de elasticitate* al oțelurilor are practic o valoare constantă, $E = 2{,}1 \cdot 10^5$ N/mm², valoare care se modifică, diminuîndu-se cu creșterea temperaturii ; astfel la 500°C are circa 70% din valoarea la +20°C. Peste 500°C modulul de elasticitate scade brusc ajungînd practic nul.

Valoarea constantă a modulului de elasticitate și a altor constante elastice nu depinde de mărimea grăuntelui, de structură, de raportul volumetric dintre ferită și perlită, de conținutul de carbon și al altor elemente de aliere. Valoare constantă prezintă și modulul de alunecare $G$.

*Aliajele de aluminiu* au un modul de elasticitate sensibil mai mic ($E = 70\,000...75\,000$ N/mm²) ridicînd unele probleme în ceea ce privește deformabilitatea și comportarea la fenomenele de pierdere a stabilității în domeniul elastic.





3.5.3.1. **Imperfecțiuni în cristale. Dislocații.** Teoriile stabilite pe cale matematică privind atît comportarea elastică, cît și cea plastică sînt elaborate pe baza ipotezelor că metalele sînt omogene și izotrope. În realitate metalele prezintă unele abateri structurale și de comportare. La nivelul macrostructurii în domeniul solicitării statice, teoriile corespund necesităților practice de proiectare în domeniul deformațiilor elastice.

Abaterile în ceea ce privește comportarea pot fi explicate, dacă se ține seama de imperfecțiunile structurale. Imperfecțiunile rețelei cristaline sînt studiate în cadrul *teoriei dislocațiilor*, care joacă un rol important în concepția actuală privind deformarea plastică.

Structura cristalină a metalelor este de regulă cubică cu volum centrat (fierul $\alpha$ la temperatură normală) sau cu fețe centrate (fierul $\gamma$ sau aluminiul). Uneori pentru simplificarea unor interpretări se face apel la noțiunea de rețea cubică simplă care are atomii dispuși numai în nodurile rețelei.

Deformațiile elastice și plastice se produc în anumite planuri, care au o densitate mai mare de atomi pe unitatea de suprafață. Aceste planuri se definesc după așa-numiții indici ai planului, care sînt prezentați în figurile 3.11 și 3.12.

În realitate cristalele au anumite imperfecțiuni. Unele caracteristici, cum sînt constantele elastice și densitatea, nu depind de aceste imperfecțiuni, pe cînd limita de curgere și rezistența la rupere sînt modificate datorită defectelor rețelei cristaline.

Prin *defect* sau *imperfecțiune* se definește orice deviere de la o așezare ordonată, periodică a atomilor ce formează rețeaua. Cînd devierea este localizată în vecinătatea cîtorva atomi, ea se numește defect sau *imperfecțiune punctiformă*. Cînd defectul se extinde pe domenii microscopice ale cristalului se numește *imperfecțiune a rețelei*. Imperfecțiunile rețelei pot fi de două tipuri : *defecte liniare* și *defecte de suprafață*. Defectele liniare se găsesc în cristal sub forma unor linii sau sub formă bidimensională ; defectele de suprafață apar prin aglomerarea defectelor liniare într-un plan.

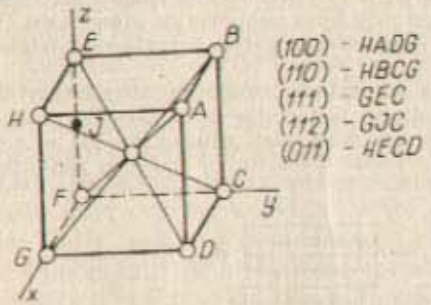



Fig. 3.11. Celulă cristalină elementară cubică cu volum centrat cu indicarea planurilor de alunecare.

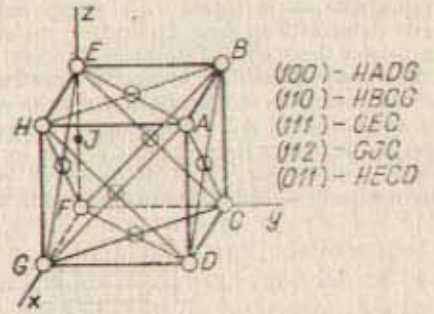



Fig. 3.12. Celulă cristalină elementară cubică cu fețe centrate cu indicarea planurilor de alunecare.

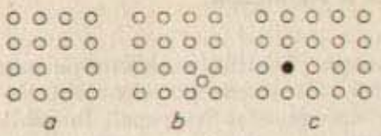



Fig. 3.13. Defecte punctiforme :
*a* — vacanțe ; *b* — atomi intersițiali ; *c* — atomi de substituție.

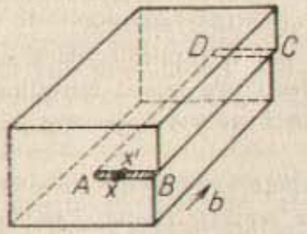



Fig. 3.14. Dislocație marginală.

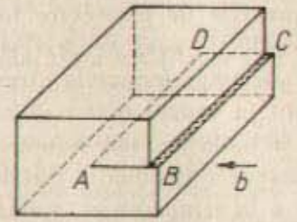



Fig. 3.15. Alunecare care produce o dislocație elicoidală sau în șurub.

*Defectele punctiforme* (fig. 3.13) se referă la : vacanțe, respectiv lipsa unui atom din rețea, prezența în rețea a unui atom interstițial, înlocuirea unui atom al rețelei cu un atom de substituție.

*Defectele liniare* sînt numite curent *dislocații*. Dislocația este defectul bidimensional sau liniar care produce fenomenul de alunecare prin care se realizează deformarea plastică a majorității metalelor. O dislocație se poate deplasa sub acțiunea unei forțe relativ mici ; de aceea cristalele reale se deformează la forțe mai mici decît cristalele care ar avea o rețea perfectă. Dislocațiile sînt legate nu numai de fenomenul de curgere, dar și de alte fenomene mecanice cum sînt : ecruisarea, ruperea fragilă și oboseala.

Sînt două tipuri de dislocații principale : *dislocația marginală* (fig. 3.14) și *dislocația elicoidală sau în șurub* (fig. 3.15) ; în aceste figuri, dislocațiile sînt reprezentate simplificat pentru o schemă cristalină cubică simplă.

În cazul *dislocației marginale* deplasarea sau alunecarea pe care dislocația o produce în rețea se dezvoltă în direcția vectorului de alunecare *b* al dislocației, peste suprafața *ABCD*. Limita dintre partea dreaptă a cristalului în care s-a produs alunecarea și partea stîngă în care nu s-a produs alunecarea este linia *AD*, definită ca dislocație marginală. Deplasarea este reprezentată prin zona hașurată.

Schematic poziția atomilor într-un plan perpendicular pe dislocația marginală *AD* se poate reprezenta ca în figura 3.16 ; acesta este planul (100) al unei rețele cubice simple. Rețeaua este deformată în zona dislocației ; dislocația s-a produs prin lipsa unui rînd de atomi, ceea ce a permis deplasarea dislocației. În cazul de față prin deplasare, în partea superioară a rețelei apar compresiuni, iar în partea inferioară, întinderi.

Al doilea tip îl reprezintă *dislocația elicoidală*. Zona de deasupra cristalului aflat în partea dreaptă a liniei *AB* s-a deplasat în raport cu partea de jos în direcția vectorului de alunecare *b*. În stînga liniei *AD* nu a avut loc nici o alunecare și din această cauză linia *AD* este o linie de dislocație. Linia de dislocație este paralelă cu vectorul dislocației *b* și prin definiție aceasta este o dislocație elicoidală (fig. 3.15).

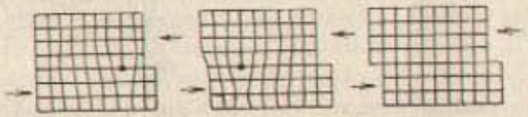


Fig. 3.16. Poziția atomilor într-un plan perpendicular pe o dislocație marginală.



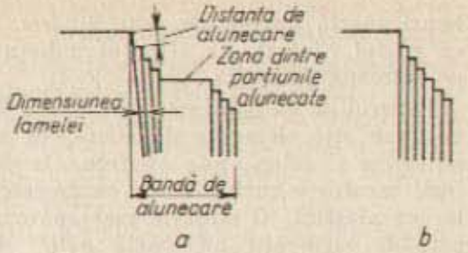



Fig. 3.17. Reprezentarea schematică a structurii unei benzi de alunecare :
*a* — deformație mică ; *b* — deformație mare.

3.5.3.2. **Deformarea prin alunecare a cristalelor.** Deformarea plastică a metalelor apare prin alunecarea unor zone din cristal, una peste cealaltă, de-a lungul unor plane de maximă densitate de atomi, denumite *plane de alunecare*. Ea poate fi reprezentată schematic ca alunecarea produsă într-un pachet de cărți de joc* (fig. 3.17).

3.5.3.3. **Deformarea plastică a metalelor policristaline.** Fenomenele descrise anterior sînt aplicabile în general elementelor monocristaline. În realitate oțelurile sînt elemente policristaline formate dintr-un număr foarte mare de cristale mici sau grăunți. Comportarea acestor elemente se schimbă în oarecare măsură, datorită faptului că un cristal este înconjurat de alți grăunți de alte tipuri.

Limitele dintre grăunți constituie zone unde orientarea cristalografică se modifică brusc, apărînd diferențe unghiulare între orientările rețelelor cristaline ale grăunților adiacenți. De obicei limitele grăunților prezintă bariere pentru alunecări ; aici se produc aglomerări de dislocații însoțite de efecte de ecruisare. În plus, interacțiunea dintre grăunți în timpul deformării introduce moduri complexe de deformare în interiorul grăunților individuali, creînd alunecări pe diferite planuri, ceea ce produce — de regulă — ridicarea limitei de curgere.

Mărimea grăunților influențează asupra caracteristicilor mecanice. Limita de curgere, rezistența la rupere, rezistența la oboseală și rezistența la solicitări prin șoc cresc, pe măsură ce dimensiunea grăuntelui scade ; în mod special este influențată limita de curgere, deoarece dimensiunea grăunților influențează mai ales asupra fenomenelor de alunecare, prin crearea de bariere multiple pentru alunecări.

Dimensiunea grăunților se determină prin măsurare la microscop și comparare cu o scară etalon (STAS 5490-80).

Deformațiile plastice depind și de distribuția atomilor elementelor de aliere dizolvați în rețeaua metalului de bază ; aceasta se face cu precădere pe dislocații și la limitele grăunților, contribuind la consolidarea soluției solide și mărind tensiunea necesară pentru deplasarea dislocației.

Palierul de curgere (limita de curgere aparentă) este caracteristic oțelurilor cu un conținut redus de carbon și de elemente de aliere (oțeluri slab aliate). *Limita de curgere superioară* corespunde tensiunii necesare învingerii rezistenței opusă de atomii interstițiali (în special atomi de carbon și azot), după care fenomenul de alunecare se produce, cu unele oscilații (vezi fig. 3.1 și 3.3), sub efort practic constant, care corespunde *limitei de curgere* $\sigma_{cd}$ (v. § 3.1) ; la finele palierului tensiunea crește din nou cu creșterea deformației.

Fenomenul de deformare plastică este însoțit de apariția unor benzi înclinate la 45° față de axa în lungul căreia se aplică efortul de întindere. Aceste

* Tensiunea tangențială pe direcția de alunecare care produce deplasarea rețelei poartă numele de tensiune tangențială critică de alunecare [42].

benzi poartă numele de *benzi Lüders*, iar tipul de deformație este cunoscut ca *efectul Pioberl*. La sfîrșitul palierului de curgere benzile s-au propagat pe întreaga epruvetă.

Palierul de curgere nu poate apare la oțelurile cu conținut mare de carbon sau alte elemente de aliere. În acest caz atomii interstițiali sînt mai numeroși și ei se opun continuu la deplasarea dislocațiilor, astfel încît în final rezultă o curbă $\sigma - \varepsilon$ cu trecere continuă de la comportarea elastică la cea plastică. O situație asemănătoare apare și la aliajele de aluminiu la care de asemenea nu există palier de curgere.

3.5.3.4. **Factorii care influențează asupra comportării în domeniul plastic al metalelor polieristaline.** *Ecruisarea* este un fenomen care se manifestă prin creșterea tensiunii tangențiale necesare producerii alunecării, odată cu creșterea deformațiilor de alunecare. Ecruisarea se datorește interacțiunii dintre dislocații și obstacolele care le împiedică deplasarea atît în rețeaua cristalului cît și a metalului policristalin. Ecruisarea se manifestă în modul următor :

— o epruvetă din oțel, supusă la un efort de întindere care a depășit limita de curgere, și care a suferit deformații plastice, la descărcare se comportă aproape elastic rămînînd cu deformații plastice remanente. La o încărcare ulterioară comportarea este de asemenea aproape elastică pînă la valoarea efortului unitar de la care s-a produs descărcarea ; în continuare deformațiile devin plastice corespunzînd curbei $\sigma - \varepsilon$ a materialului în starea inițială. Fenomenul se repetă identic la o descărcare și o reîncărcare dintr-un alt punct al diagramei. Porțiunile din curba $\sigma - \varepsilon$ corespunzătoare unui ciclu de descărcare-reîncărcare sînt aproape paralele cu dreapta $\sigma - \varepsilon$ din domeniul elastic ; ele închid o buclă, denumită *bucla de histerezis*, care caracterizează comportarea elastică incompletă a piesei (fig. 3.18 și 3.19, *a*). Acest fenomen apare atît la oțel, cît și la aliajele de aluminiu.

Prin ecruisare limita de proporționalitate se ridică pînă la valoarea efortului din domeniul plastic la care a fost solicitată piesa, rezistența la rupere se mărește și ea, dar într-o măsură mai redusă. În schimb, alungirea la rupere se micșorează cu valoarea deformației remanente (fig. 3.19, *a*). Prin reducerea alungirii la rupere, ecruisarea micșorează domeniul deformațiilor plastice și grăbește trecerea materialului în stare fragilă.

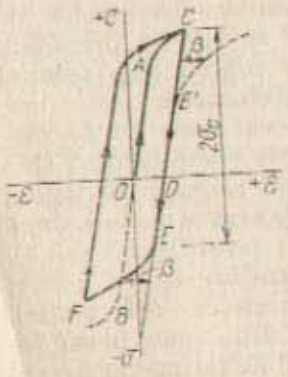



Fig. 3.18. Efectul Bauschinger și bucla de histerezis.

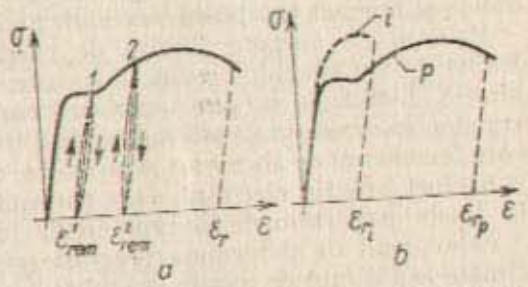



Fig. 3.19. Fenomene de ecruisare (*a*) și de îmbătrînire (*b*) :
p — oțel cu proprietăți plastice ; i — oțel îmbătrînit.



Fenomenul se produce asemănător și la solicitări de compresiune cu condiția ca să nu apară fenomene premature de instabilitate în domeniul plastic.

Ecruisarea se produce la prelucrările la rece, cînd materialul este solicitat peste limita de curgere corespunzătoare acelei temperaturi. Ecruisarea se produce la îndoirea sau laminarea tablelor la rece, la tragerea sîrmelor, la îndoirea la rece a barelor și profilelor, precum și la unele prelucrări prin așchiere. Ecruisarea poate fi înlăturată prin recristalizare, încălzind piesa la o temperatură de peste 550...600°C.

*Efectul Bauschinger* se manifestă atît la nivelul cristalului, cît și la oțeluri, care au o structură policristalină. În cazul în care cristalul este descărcat și reîncărcat în sens invers sensului inițial de alunecare, se constată o alunecare (curgere) la o tensiune inferioară celei de la prima încărcare. Aceasta se datorește în primul rînd faptului că tensiunea inversă, dezvoltată ca rezultat al îngrămădirii dislocațiilor la barierele de alunecare în timpul primului ciclu de încărcare, ajută deplasarea dislocațiilor atunci cînd sensul de alunecare se schimbă. În cazul metalului policristalin fără palier de curgere din figura 3.18, fenomenul se produce în modul următor :

— limita de curgere inițială ($\sigma_{02}$) este $A$ ; dacă același metal ar fi încercat la compresiune, limita de curgere ar fi aproximativ aceeași, respectiv în punctul $B$, pe curba trasată cu linie întreruptă. Admițînd că epruveta se încarcă la întindere peste limita de curgere, pînă la punctul $C$ (curba $OAC$), la descărcare — care totdeauna este elastică — va reveni în $D$. Aplicînd un efort de compresiune, curgerea plastică va începe cu o tensiune corespunzătoare punctului $E$ care este mult mai jos decît limita de curgere a materialului ; practic se poate considera că segmentul $CE$ este egal cu $AB$. În timp ce limita de curgere la întindere a crescut prin ecruisare de la $A$ la $C$, limita de curgere la compresiune a scăzut ; efectul se produce și invers. Dacă în continuare epruveta se solicită pînă în $F$, se descarcă și se supune din nou la întindere, curba va ajunge în punctul $C$ și se obține o buclă de histerezis mecanic. Suprafața mărginită de buclă va depinde de mărimea deformației plastice inițiale a epruvetei și de numărul de repetări ale ciclului de încărcare.

*Fenomenul de îmbătrînire.* Proprietățile plastice ale oțelului sînt determinate de cantitatea de perlită reprezentată prin procentul de carbon, precum și de alți constituenți sau compuși rezultați din precipitări, cum sînt carburile de tipul cementitei terțiare sau carbonitrurile, precum și gazele din oțel care rămîn în soluții suprasaturate și care în timp se dispersează în defectele rețelei cristaline. Ridicarea domeniului elastic ca rezultat al precipitărilor se numește *îmbătrînire*, deoarece acest fenomen nu apare brusc ci în timp, fiind favorizat de suprasolicitări, încărcări repetate, variații de temperatură etc. Acțiunea lor se manifestă prin blocarea planurilor de alunecare a straturilor de ferită și crearea de tensiuni la nivelul rețelei, micșorînd astfel tenacitatea oțelului. Procesul de îmbătrînire se intensifică în cazul unor deformații plastice la rece, în special dacă deformarea plastică se repetă ; cînd deformarea plastică este urmată de o încălzire la 200...300°C, apare o precipitare rapidă și puternică a carburilor și carbonitrurilor, producînd așa-numita *îmbătrînire artificială* sau *îmbătrînire tenso-termică*.

Calmarea și în special calmarea cu adaos de aluminiu, vanadiu, niobiu, titan, prin finisarea granulației și legarea azotului determină o reducere importantă a sensibilității la îmbătrînire a oțelului.

## 3.5.4. RUPEREA METALELOR

3.5.4.1. **Producerea fenomenului.** Ruperea reprezintă fenomenul de fragmentare a unui corp solid în două sau mai multe părți sub acțiunea unor stări de tensiune. Fenomenul ruperii prezintă două faze distincte : apariția fisurilor și propagarea fisurilor. Ruperile pot fi clasificate în două categorii: *ruperi plastice (ductile)* și *ruperi fragile*. Ruperea plastică este caracterizată printr-o deformare plastică importantă ce se produce înainte și în timpul propagării fisurii. Ruperea fragilă este caracterizată printr-o viteză mare de propagare a fisurii, fără ca să producă o deformație globală, ci doar o mică deformație plastică locală.

3.5.4.2. **Ruperea plastică.** Ruperea plastică (ductilă) denumită și *rupere tenace* se produce printr-o smulgere lentă a metalului cu un consum mare de energie. Ruperea plastică este caracteristică metalelor în condițiile unor solicitări statice, la temperaturi suficient de ridicate. Ruperea are loc sub formă de *„cupă și con"*. În zona centrală a cupei apare o structură cu aparență fibroasă, în timp ce pe margine apar ruperi prin alunecare. Evoluția ruperii este arătată în figura 3.20.

Metalele pot prezenta rezistențe la rupere diferite în lungul fibrelor de laminare sau perpendicular pe ele ; în această situație sînt tablele — în special cele groase — solicitate la întindere normal pe grosimea lor ; pe direcția longitudinală defectele de structură se alungesc micșorîndu-și secțiunea, dar perpendicular pe planul de laminare își păstrează mărimea, contribuind la reducerea rezistenței și a deformațiilor la rupere.

Ruperea perpendiculară pe direcția fibrelor de laminare se definește ca destrămare (rupere) lamelară și va fi prezentată în detaliu în § 4.8.

3.5.4.3. **Ruperea fragilă.** Ruperea fragilă sau *ruperea prin clivaj* este un mod de rupere caracteristic stării cristaline ; clivajul se produce brusc prin separarea materialului după anumite planuri bine definite, paralele cu planele cristalografice de mare densitate atomică, sub acțiunea unor forțe care depășesc forțele de coeziune ale cristalului. La sistemele cu volum centrat ruperea prin clivaj se produce după planele (100). Ruperea prin clivaj nu a fost constatată la sistemele cu fețe centrate. Rezistența teoretică de rupere este dată de relația :

$$\sigma = \sqrt{\frac{\gamma E}{a}}, \qquad (3.13)$$

în care $\gamma = 10^3$ ergi/mm² este energia de suprafață, $E = 2{,}1 \cdot 10^4$ daN/mm², modulul de elasticitate, iar $a \simeq 3$ Å parametrul rețelei. Rezistența teoretică astfel obținută rezultă de ordinul 10 000 N/mm².

În realitate tensiunile înregistrate la experimentare sînt mult mai mici (400...1 000 N/mm²), ceea ce se explică prin defectele structurii cristaline și prin mecanismul complex de rupere care rezultă din acestea. Teo-

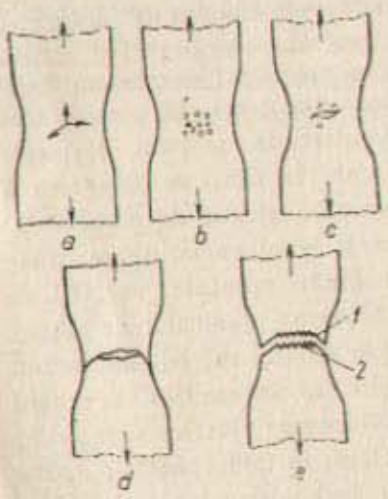



Fig. 3.20. Reprezentarea schematică a diferitelor trepte de dezvoltare a unei ruperi plastice (ductilă) de tip cupă-con : *a*...*e* — fazele ruperii ; *1* — rupere prin forfecare ; *2* — zonă cu aspect fibros.



riile actuale privind mecanismul de rupere admit că ruperea se produce în două faze :

— *faza de amorsare*, în care sub o anumită tensiune aplicată se formează o fisură de dimensiune critică ;

— *faza de propagare*, în care viteza de creștere a fisurii atinge valori care duc la ruperea efectivă a metalului.

În consecință ruperea nu este un fenomen care se produce brusc pe întreaga secțiune a unui cristal și nici pe a unui corp policristalin. Ea apare progresiv prin depășirea locală a efortului unitar care produce separarea ; în acest caz este posibil ca efortul unitar mediu să fie inferior tensiunii de rupere, care apare numai într-un anumit punct.

Privitor la *amorsarea fisurilor* există mai multe teorii, dar toate acceptă că aceasta se datorește în primul rînd defectelor din rețeaua cristalină. În plus, într-un element de construcție pot apare unele defecte, de ordinul zecimilor de milimetru sau de ordinul milimetrilor, care provin din operațiile de tăiere, îndoire la rece sau sudare și care produc concentrări de tensiune, respectiv locuri de amorsare a fisurilor.

În consecință, rezultă că de fapt caracterul ruperii, fragile sau tenace, depinde în esență de modul de propagare a fisurilor care se poate produce în modurile arătate în figura 3.21.

Aspectul suprafeței de rupere depinde de asemenea de modul de rupere. Modul de rupere plat (fig. 3.22, *a*) corespunde tipului I de propagare definit mai sus fragil, în timp ce modul înclinat de rupere (fig. 3.22, *b*) corespunde tipurilor II și III, respectiv alunecărilor plastice. Cazurile din figura 3.22, *c*, *d* și *e* pot fi considerate drept combinații ale primelor două moduri de rupere.

*Propagarea fisurilor* se produce diferențiat în funcție de proprietățile plastice ale metalului. Pentru oțelurile de construcție teoria cea mai apropiată de realitate apare cea elaborată de A. Wells în anii 1961—1963. Procesul de propagare a ruperii este caracterizat prin efectul de deschidere a fisurii, pe baza căruia s-a definit noțiunea de *deplasare de deschidere a fisurii* („crack opening displacement") denumit și *conceptul COD*. Conform acestui concept, propagarea fisurii într-o epruvetă plată de oțel, solicitată la tracțiune, în care s-a executat o crestătură perpendi-

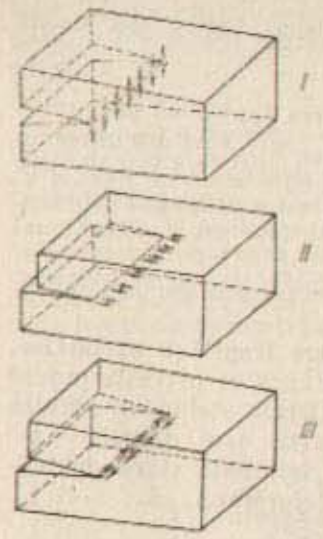



Fig. 3.21. Schemă reprezentînd cele trei tipuri de propagare a fisurilor :
*I* — propagare prin deschidere (clivaj) ; *II* și *III* — propagare prin alunecare înainte sau paralelă (prin deplasarea dislocațiilor).

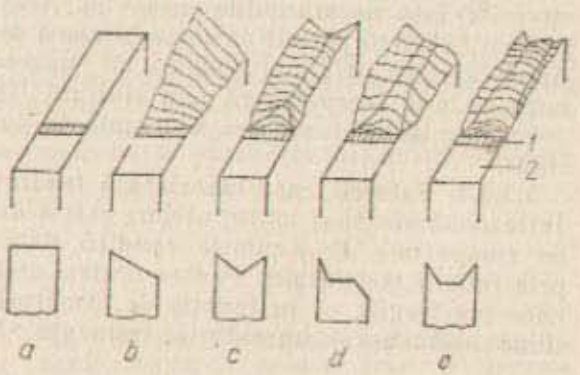



Fig. 3.22. Diferite moduri de rupere (*a*...*e*) : *1* — crestătură la oboseală ; *2* — crestătură mecanică.

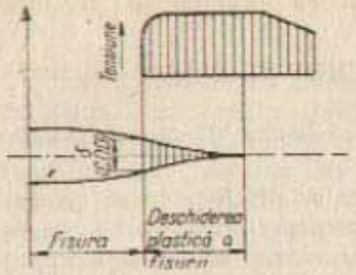



Fig. 3.23. Repartizarea schematică a deplasării de deschidere a fisurilor (COD).

culară pe direcția solicitării, se produce conform figurii 3.23 în modul următor : datorită concentrărilor de eforturi la baza crestăturii apare o plastifiere însoțită de deformații mari (deschiderea fisurii). Sub acțiunea tensiunilor ridicate de întindere, procesul de rupere începe prin concentrarea de microfisuri la baza crestăturii. Cea mai mare parte a lucrului mecanic de rupere se consumă pentru deformarea plastică a metalului din întreaga zonă afectată. Procesul de propagare al ruperii depinde deci de efectul dimensional de deschidere a fisurii. Între deschiderea (plastică) fisurii și limita de curgere a oțelului există relația :

$$\delta = \frac{4G}{\pi\sigma_c}. \tag{3.14}$$

Din cele arătate rezultă că apariția unei fisuri este condiționată de atingerea unor eforturi egale cu limita de curgere și că apariția fisurii este amînată în bună parte în cazul cînd oțelul prezintă alungiri plastice importante și în special un palier de curgere distinct.

Starea de tensiune la nivelul frontului unei fisuri în propagare nu diferă prea mult de cea a unei fisuri solicitate static.

Datorită acestei stări de tensiuni, ruperea se propagă de la fisură în lungul piesei. Viteza de propagare a fisurii este relativ mare, dar ea nu poate depăși valoarea :

$$v_{max} = 0{,}38\sqrt{\frac{E}{\rho}}, \tag{3.15}$$

în care $E$ este modulul de elasticitate, iar $\rho$ — densitatea metalului. Pentru oțel rezultă $v_{max} = 1\,970$ m/s.

Ruperile fragile prezintă un aspect caracteristic prin faptul că pe suprafața ruptă se observă niște arce denumite *șevroane*, care sînt orientate cu circa 72° față de marginile epruvetei. Aceste arce se deschid în sensul propagării fisurii și permit să se stabilească sensul în care s-a propagat ruperea. Arcele sînt cu atît mai dese cu cît ruperea fragilă se face cu o viteză mai mică și la o temperatură mai ridicată (fig. 3.21).

Oprirea fisurilor are loc de regulă în zone cu eforturi unitare de compresiune.

3.5.4.4. **Factorii care favorizează tendința de rupere fragilă a oțelurilor.** Între două sau mai multe oțeluri există diferențe în ceea ce privește modul de comportare în anumite condiții date. Diferențierea oțelurilor rezultă prin *factorii metalurgici*. Pentru același oțel comportarea este diferită — tenace sau fragilă — în funcție de următorii factori : influența stării de tensiune ; influența temperaturii ; influența vitezei de deformare.

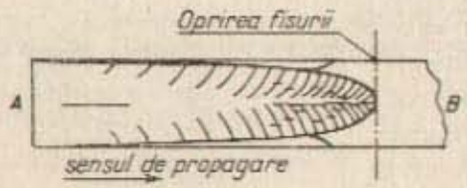



Fig. 3.24. Aspectul suprafeței de rupere fragilă.



3.5.4.4.1. *Starea de tensiune.* Dacă eforturile unitare bi- sau triaxiale sînt întinderi și au același ordin de mărime, apare o reducere sensibilă a deformațiilor plastice (v. fig. 3.9).

Astfel de stări de tensiune pot proveni : din solicitări datorită formei constructive a piesei (cu variații bruște de secțiune), sau din cauza deformațiilor împiedicate la răcirea pieselor laminate sau sudate (tensiuni remanente).

La elementele cu crestături, apar concentrări de tensiuni care au drept consecință pe de o parte creșterea locală a efortului unitar peste valoarea medie din secțiune (v. fig. 3.6), iar pe de altă parte o limitare a capacității de deformare plastică a materialului ca urmare a stării bi- sau triaxiale de tensiune (vezi relațiile 3.1...3.5). Totalitatea acestor consecințe, care favorizează tendința de rupere fragilă a materialului, poartă numele de *efect de crestătură*. Baza crestăturii o constituie locul unde sînt îndeplinite condițiile de amorsare a fisurilor.

3.5.4.4.2. *Temperatura.* Temperatura influențează comportarea metalului modificînd capacitatea de deformare plastică și limita de curgere. Odată cu scăderea temperaturii, limita de curgere crește, domeniul cuprins între limita de curgere și rezistența la rupere se micșorează, iar alungirea la rupere și strictțiunea se reduc sensibil.

Influența temperaturii asupra proprietăților plastice se poate explica în modul următor : deformarea plastică se datorește deplasării și multiplicării dislocațiilor din rețeaua cristalină sub acțiunea forțelor interioare. Scăderea de temperatură produce o micșorare a mobilității atomilor din rețea și mai ales a atomilor interstițiali și are drept efect, pe de o parte reducerea numărului de planuri pe care este posibilă alunecarea la o anumită tensiune (scăderea plasticității), iar pe de altă parte mărirea forței de deplasare a dislocațiilor și respectiv o creștere a tensiunii tangențiale critice la care apare alunecarea.

3.5.4.4.3. *Viteza de deformare.* Aceasta influențează comportarea metalelor în mod similar cu temperatura. La mărirea vitezei de deformare rezultă o creștere a limitei de curgere și o scădere a capacității de deformare plastică.

Dependența dintre starea de tensiune a unui material și temperatura de încercare, pentru o viteză de deformare dată, poate fi reprezentată sub forma diagramei din figura 3.25, în care s-a analizat rezistența la decoeziune (smulgere), care reprezintă rezistența la care se produce ruperea materialului la un anumit grad de deformare plastică. Rezistența la decoeziune (curba *b*) variază puțin în funcție de temperatură. Curbele *c* și *d* reprezintă variația limitei de curgere în funcție de temperatură ; curba *c* reprezintă cazul stării de tensiune monoaxială, iar curba *d* cazul stării de tensiuni triaxiale cînd limita de curgere rezultă majorată. Punctele de intersecție ale acestor curbe cu curba *b* reprezintă temperaturile la care se poate produce ruperea prin clivaj la o anumită stare de tensiune. Aceste temperaturi se denumesc ca temperaturi de tranziție

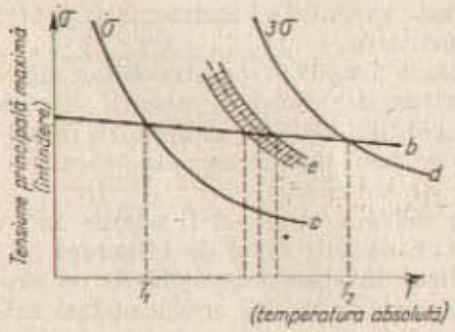



Fig. 3.25. Variația temperatură-tensiuni principale maxime, pentru care se produce curgerea în cazul unor stări de tensiuni liniare *(c)* și triaxiale *(d)*.

pentru condițiile de solicitare date. Peste temperatura de tranziție $T_2$ metalul se va comporta întotdeauna tenace, iar sub $T_1$ vor apărea ruperi fragile. În intervalul $T_1 \ldots T_2$ materialul se va comporta tenace sau fragil, după condițiile unei solicitări intermediare (curba c) între solicitarea mono- și triaxială.

3.5.4.4. *Influența factorilor metalurgici.* Aceasta diferențiază practic comportarea diferitelor tipuri de oțeluri. Oțelurile (ferito-perlitice) pentru construcții metalice sînt influențate de următorii factori: mărimea granulației; compoziția chimică; grosimea produsului; tehnologia de fabricare, tehnologia de elaborare, laminare și tratament termic.

Asupra influenței factorilor metalurgici au fost făcute unele mențiuni în capitolul 1. Astfel, micșorarea și uniformizarea grăunților conduc la o coborîre a temperaturii de tranziție (trecere în stare fragilă).

Compoziția chimică influențează de asemenea prin compușii fragili care se formează, comportarea fragilă a oțelurilor. Se reamintesc în legătură cu cele de mai sus efectele date de structurile martensitice, de structura Wiedmannstätten, de nitruri și de carburi (de exemplu cementita terțiară). De asemenea se relevă efectul fragilizant al îmbătrînirii, realizat prin deformări plastice la rece urmate de încălzire la o temperatură de 200...250°C.

Grosimea influențează din punct de vedere metalurgic asupra comportării produsului în două moduri:

— un produs de grosime mare are un coroiaj (grad de îndesare la laminare) mai mic și granulația este mai grosolană și în consecință caracteristicile de tenacitate sînt inferioare pieselor subțiri;

— grosimea mare influențează răcirea după laminare sau sudare, care se produce neuniform, dînd naștere la tensiuni remanente cu caracter spațial.

Tehnologia de fabricare se referă la elaborarea oțelului, la laminarea produselor și la tratamentele termice.

Modul de elaborare și respectiv modul de dezoxidare sînt hotărîtoare pentru structură, granulație și uniformitatea compoziției chimice. În ordinea crescîndă a calității se pot enumera: oțelul necalmat, oțelul semicalmat și calmat cu siliciu, precum și oțelul calmat cu siliciu și avînd adaosuri de aluminiu, vanadiu, niobiu și titan care favorizează o granulație fină. Printr-o laminare cu dirijare corectă a temperaturilor, în special la sfîrșitul laminării, precum și printr-o răcire controlată și uniformă a produselor, se obține o structură fină favorabilă unei comportări tenace.

Tratamentele termice de normalizare sau de îmbunătățire contribuie la realizarea unor oțeluri cu tenacitate ridicată.

3.5.4.5. **Încercări pentru determinarea tenacității oțelului.** Cercetările experimentale și analiza unor cazuri de avarii au arătat că ruperea fragilă a construcțiilor metalice care lucrează în anumite condiții date de solicitare și temperatură, se poate produce, cînd mărimea defectelor sau concentrările de tensiune depășesc un anumit nivel critic. Acest nivel critic este caracteristic pentru metalul din care este executată construcția și pentru condițiile de solicitare ale acestuia în construcție.

Rezultă deci că siguranța față de ruperea fragilă a construcțiilor metalice trebuie apreciată prin prisma următoarelor mărimi, proprii fiecărei construcții: lungimea defectelor sau a discontinuităților existente în metal; nivelul de tensiuni; viteza de solicitare sau deformare; temperatura; caracteristicile oțelului în condițiile date de solicitare.

Stabilirea unor valori limită ale acestor mărimi, care pot fi admise într-o construcție, astfel încît să se dispună de un anumit nivel de asigurare față de ruperea fragilă, este mai greu de realizat în special la oțelurile cu proprietăți plastice cum sînt oțelurile pentru construcții. La aceste oțeluri mă-



rimea zonelor de deformare plastică, prin care materialul poate să preia concentrările locale de tensiuni, este destul de mare și acționează favorabil în sensul reducerii pericolului de rupere fragilă.

În mod normal stabilirea datelor ar trebui efectuată pe corpuri de probă în mărime naturală, ceea ce în majoritatea cazurilor nu este posibil.

Există cazuri cînd, pentru unele elemente sau îmbinări, se dispune de rezultatele unor încercări pe epruvete de dimensiuni mari — care să fie reprezentative pentru construcție — sau chiar pe elemente prototip. În acest caz siguranța construcției poate fi evaluată prin rezultatul acestor încercări.

Încercările de laborator nu pot să simuleze decît cu aproximație condițiile de solicitare existente.

Pentru o serie de oțeluri se cunosc numai rezultatele unor încercări simple de laborator, cum este de exemplu *încercarea de reziliență* sau *încercarea la încovoiere prin șoc*, care este una din cele mai răspîndite probe. Această probă determină lucrul mecanic corespunzător ruperii prin șoc a unei epruvete cu crestătură. Dimensiunea epruvetei și forma crestăturii, care diferă de la o normă la alta sînt arătate în figura 3.26. În țara noastră este prevăzută epruveta Mesnager cu crestătură în U de 2 mm adîncime și epruveta Charpy cu crestătura în V și adîncimea de 2 mm. Epruveta se prelevează de regulă în sensul de laminare al piesei.

Încercarea se face pe o mașină prevăzută cu un pendul care cade de la o anumită înălțime $h_1$ (fig. 3.27). Lucrul mecanic consumat pentru ruperea epruvetei este:

$$L = G(h_1 - h_2) = Gr(\cos\alpha - \cos\beta). \qquad (3.16)$$

Dacă ruperea este tenace, epruveta se deformează plastic sau se rupe cu deformații plastice mari, iar pendulul se oprește sau se ridică foarte puțin în mișcarea lui ($h_2 \to 0$); rezultă o valoare ridicată a lucrului mecanic. Dacă ruperea este fragilă atunci epruveta se rupe și pendulul se ridică la o înălțime $h_2$ care este cu atît mai mare cu cît ruperea este mai pronunțat fragilă. Lucrul mecanic va rezulta cu o valoare mică.

În cazul ruperii tenace, ruperea se produce cu deformații plastice marcate prin gîtuirea secțiunii, pe cînd în cazul ruperii fragile ruperea se produce fără gîtuire și cu un aspect cristalin al suprafeței, caracteristic ruperilor fragile.

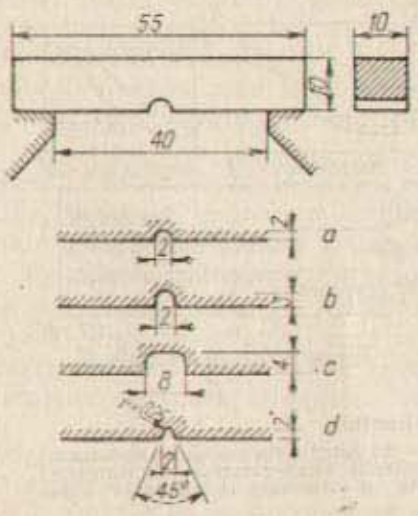
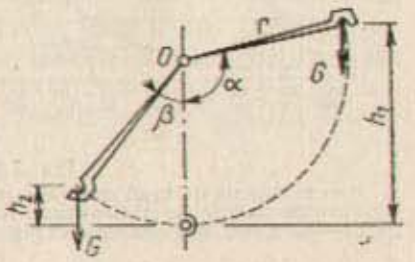



Fig. 3.26. Epruvete de reziliență cu crestătură:
a — Mesnager (R.S.R.); b — D.V.M. (R.D.G.); c — D.V.M.F. (R.F.G.); d — Charpy V. (R.S.R.).

Fig. 3.27. Principiul de funcționare a ciocanului de reziliență.



Cele două tipuri de crestături pun în evidență două fenomene diferite:
— epruveta cu crestătura în V (ascuțită) se poate considera ca o epruvetă cu fisură amorsată și deci valoarea KV arată rezistența oțelului la propagarea fisurii;
— epruveta cu crestătura U (rotunjită) necesită o energie pentru a genera fisura și apoi o energie pentru a propaga această fisură, deci valoarea KU se poate considera că măsoară rezistența oțelului față de generarea fisurii și față de propagarea ei.

Încercarea poate da valoarea lucrului mecanic sau *energiei de rupere* (STAS 500-80) pentru epruvetele Charpy V (KV) sau *reziliența*, adică valoarea lucrului mecanic de rupere raportat la aria secțiunii cum este cerut pentru epruvetele Mesnager (KCU).

Încercarea este foarte severă deoarece epruveta prezintă o crestătură cu o stare de solicitare complexă care se dezvoltă cu o viteză foarte mare datorită șocului (fig. 3.28).

Datorită unor defecte ca incluziuni, pori, microfisuri, care pot fi localizate la vîrful crestăturii, cît și faptul că crestăturile nu sînt perfect identice, valorile rezilienților obținute din același element prezintă împrăștieri destul de mari. Din aceste motive în practică se determină valoarea rezilienței ca medie a trei încercări. Rezultatele nu se consideră concludente decît dacă valoarea cea mai mică reprezintă cel puțin 0,75 din valoarea medie. Dacă această condiție nu este satisfăcută, probele de reziliență se refac.

Energia de rupere, respectiv reziliența se micșorează odată cu temperatura. Reducerea rezilienței are loc și dacă metalul devine fragil, prin ecruisare sau prin îmbătrînire.

Prin încercările la diferite temperaturi se obține o curbă (fig. 3.29), valorile rezilienților scăzînd spre temperaturile negative. O astfel de curbă prezintă un palier superior, de regulă la temperaturi pozitive, urmat de o zonă de scădere mai pronunțată care se continuă cu un alt palier la partea inferioară. Se obține astfel așa-numita *curbă de tranziție*.

Fig. 3.28. Dezvoltarea eforturilor într-o piesă încovoiată cu crestătură:
1 — fisură.

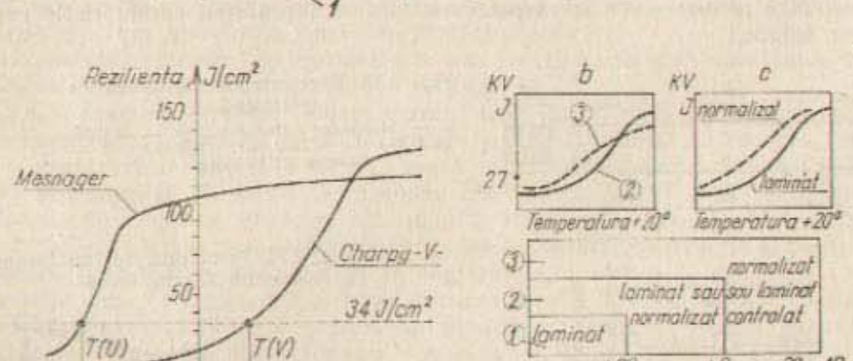



Fig. 3.29. Variația rezilienței:
a — în funcție de tipul epruvetei și temepratură; b — în funcție de modul de elaborare; c — în funcție de tratamentele termice; d — domeniile temperaturilor de tranziție; 1 — necalmat sau semicalmat; 2 — calmat cu siliciu; 3 — calmat cu siliciu și adaos de aluminiu.

Forma curbei de tranziție depinde de material, de modul de elaborare, de tratamentele termice. Astfel curba se deplasează spre temperaturile mai mici în cazul oțelurilor calmate și normalizate. Forma curbei de tranziție depinde de asemenea și de tipul epruvetei; față de curba Charpy, curba Mesnager este deplasată spre temperaturile mici.

Se definește ca *temperatură de tranziție* a încercării (respectiv a epruvetei, ca medie a încercărilor efectuate) temperatura la care se obține o anumită valoare a energiei de rupere, respectiv a rezilienței. Aceasta este considerată ca o valoare de recepție a unui anumit oțel. Valoarea energiei de rupere în cazul epruvetelor Charpy V este KV = 27 J și respectiv $KCV = \frac{27}{1 \times 0{,}8} = 34\ J/cm^2$.

Prin trasarea pe diagramă a acestei valori se determină temperatura de tranziție pentru diferite oțeluri. Între epruvetele Charpy V și Mesnager diferențele între temperaturile de tranziție sînt între 20 și 35°C; aceasta se datorește formei crestăturii în V care duce la concentrări de eforturi mult mai mari decît crestătura în U cu implicațiile arătate anterior.

Se consideră că tenacitatea este cu atît mai bună în diferite condiții date, cu cît temperatura de tranziție este mai coborîtă. În acest caz singura variabilă este temperatura, care trebuie să caracterizeze și variația celorlalți parametri, care în acest caz rămîn invariabili.

Din punct de vedere tehnic este necesar de multe ori să se aprecieze dacă oțelul folosit în structură îmbătrînește repede sau dacă perioada de îmbătrînire este mai mare decît durata de exploatare a structurii. În acest scop se prevăd încercări de îmbătrînire artificială (tensotermică); în acest caz se prescrie încercarea de reziliență pe epruvete îmbătrînite artificial care pune în evidență tendința de îmbătrînire pe care o pot avea unele oțeluri, în special cele necalmate. Prin îmbătrînire, temperatura de tranziție se ridică. Materialul din care se extrage epruveta este supus prin întindere la o alungire de 10%, după care este încălzit la o temperatură de +270°C timp de o oră și apoi răcit lent. Deformația plastică și încălzirea favorizează precipitările de carburi și nitruri, care produc fragilizarea oțelului. Din materialul astfel tratat se extrag epruvete Mesnager, care se încearcă la încovoiere prin șoc la temperatura de +20°C, în paralel cu epruvete similare extrase din material neîmbătrînit. Se consideră că metalul nu are tendință de îmbătrînire atunci cînd valorile obținute pe epruvetele îmbătrînite nu coboară sub 0,5 din valorile obținute pe metalul în stare inițială.

Cercetările efectuate au arătat că tendința de îmbătrînire este mai bine pusă în evidență de încercări pe epruvete Mesnager și la temperaturi pozitive, deoarece încercarea la temperaturi scăzute face ca efectul fragilizant datorat temperaturii să estompeze factorul fragilizant datorat îmbătrînirii.

Trebuie arătat că în unele cazuri pot interveni îmbătrîniri tensotermice în procesul de uzinare. Astfel unele piese sînt îndoite la rece (de exemplu virolele unui rezervor) și apoi sudate, ceea ce poate crea condiții pentru îmbătrînire. Este necesar să se precizeze că oțelul folosit în țara noastră pentru structuri satisface încercarea sus-amintită.

Încercările de reziliență pe epruvete de dimensiuni mici au furnizat și continuă să furnizeze un număr mare de date, provenind atît din probele de recepție ale produselor cît și din verificările efectuate pe elemente de construcție.







INSTITUTUL DE CONSTRUCȚII
BIBLIOTECA
Nr.

În afară de probele (de bază) de reziliență, există și alte încercări care se fac pe corpuri de probă cărora li se aplică cordoane de sudură, pentru a crea o anumită stare de tensiune sau cărora li se creează anumite defecte artificiale de forma unor crestături, fisuri etc. Corpurile de probă sînt supuse la solicitări statice sau dinamice. Există de asemenea tendința ca mărimea corpurilor de probă să se apropie cît mai mult de cele reale, astfel încît să simuleze pe cele reale, și cărora li se introduc și unele defecte de tipul celor care pot apare în realitate.

Pînă în prezent s-au efectuat o serie de studii pentru extinderea aplicării principiilor *mecanicii ruperii* la oțelurile de construcții înlocuind criteriul bazat pe tensiuni, utilizat la caracterizarea rezilienței la extinderea fisurii în cazul metalelor cu ductilitate scăzută, printr-un criteriu bazat pe deformații ; în acest sens a fost introdus criteriul COD amintit anterior.

CAPITOLUL 4

# SUDAREA

## 4.1. ELEMENTE GENERALE

Sudarea reprezintă în tehnica actuală mijlocul cel mai important de îmbinare a metalelor. Structurile metalice se realizează în prezent aproape în totalitate cu ajutorul sudurii.

O structură sudată este un ansamblu de elemente îmbinate între ele prin sudare ; caracteristica principală a acestui mod de asamblare o constituie continuitatea pe care o asigură elementelor, precum și efectele metalurgice și mecanice care rezultă ca urmare a acțiunilor termice care se produc.

Realizarea construcțiilor metalice sudate a ridicat probleme noi care nu au existat la construcțiile nituite. Transformările structurii metalului datorită fenomenelor termice, tensiunile interne care iau naștere la sudare, conduc la modificări ale caracteristicilor mecanice nu numai în îmbinările propriu-zise, ci și în metalul de bază.

Realizarea unei structuri sudate care să prezinte siguranța necesară în exploatare este strîns legată de un complex de factori : materiale, tehnologie de sudare, concepția îmbinărilor sudate și a soluției constructive în ansamblul ei. Necunoașterea aprofundată a acestor factori și neaplicarea măsurilor necesare pot conduce la realizarea unor construcții necorespunzătoare, cu defecte — uneori ireparabile — care pot provoca accidente grave.

## 4.2. PRINCIPIILE PROCEDEELOR DE SUDARE

Sudarea este procesul de realizare a îmbinării unor elemente metalice, utilizînd încălzirea locală, presiunea sau ambele, cu sau fără folosirea unui metal de adaos similar cu metalul elementelor care se îmbină. Totalitatea operațiilor tehnologice folosite la un anumit fel de sudare, constituie un procedeu de sudare. După natura lor, procedeele de sudare se grupează în două mari categorii :

— procedee de *sudare prin topire*, la care marginile pieselor de sudat sînt aduse în stare lichidă prin încălzire locală, cu sau fără adaos de metal ; o clasificare a procedeelor de sudare prin topire este dată în figura 4.1 ;



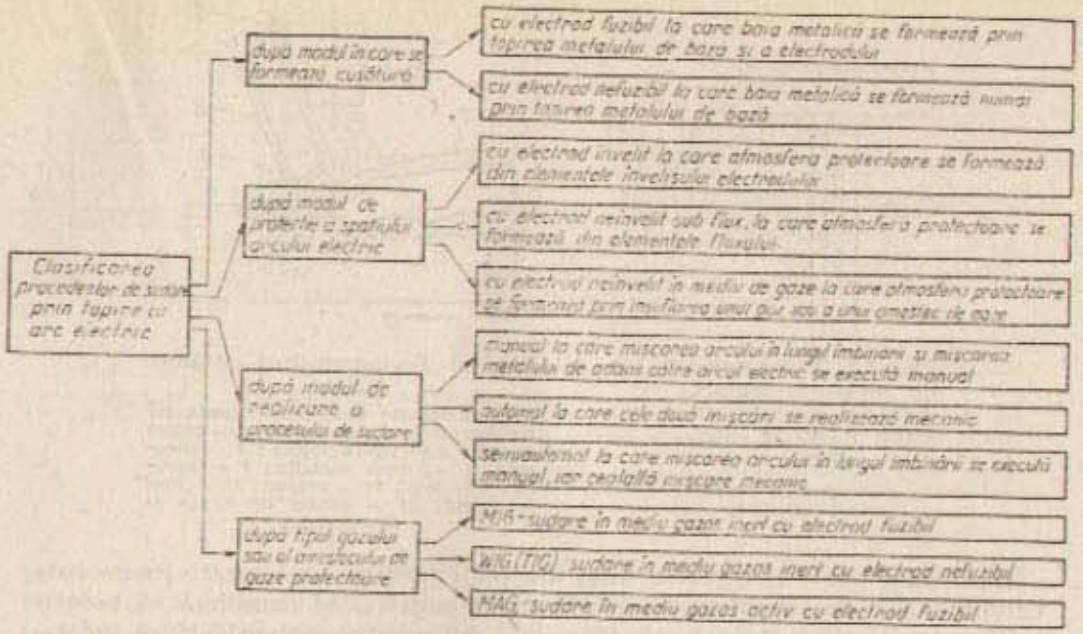



Fig. 4.1. Clasificarea procedeelor de sudare prin topire cu arc electric.

— procedee de *sudare prin presiune*, la care îmbinarea se obține sub acțiunea unei forțe de presiune transmisă pieselor de sudat, cu sau fără încălzirea locală a acestora.

## 4.3. PROCEDEE DE SUDARE

### 4.3.1. PROCEDEE DE SUDARE PRIN TOPIRE

4.3.1.1. **Sudarea cu arc electric descoperit.** În acest procedeu arcul electric se formează între piesă și un electrod. Electrodul, constituit dintr-o sîrmă metalică cu înveliș, are rol de conductor pentru energia electrică și de metal de adaos, topindu-se sub acțiunea căldurii. În timpul sudării se topesc atît electrodul, cît și marginile pieselor care se sudează, iar după solidificare materialul topit formează cusătura de sudură. Cusătura ce rezultă din solidificarea băii metalice este deci un aliaj rezultat din amestecarea metalului de bază și a metalului de adaos.

Pentru amorsarea arcului electric se atinge electrodul de piesă, după care se îndepărtează la 2...3 mm ; se produce o circulație de electroni de la catod (polul —) către anod (polul +). Electronii străbat spațiul format lovind în drumul lor particulele de gaz din atmosferă, care se încarcă cu sarcini electrice, devenind ioni. Menținerea arcului este posibilă prin ionizarea spațiului dintre electrod și piesă ; ionizarea este favorizată de temperatura înaltă (peste 3 000°C), de apariția vaporilor metalului de bază și a anumitor elemente conținute în învelișul electrozilor, care formează o atmosferă gazoasă protectoare a arcului.

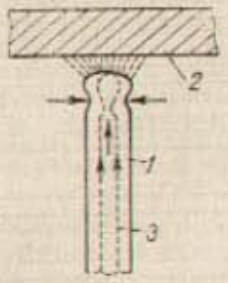



Fig. 4.2. Transportul de metal la suduri, datorită efectului liniilor de forță magnetică :
*1* — electrod ; *2* — piesă ; *3* — curent.

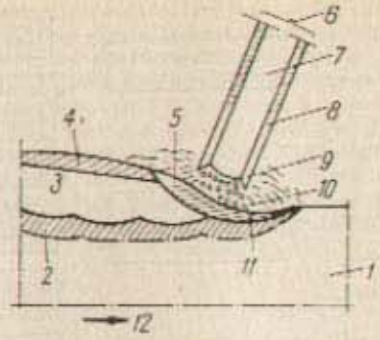



Fig. 4.3. Formarea unei cusături sudate :
*1* — metal de bază ; *2* — zonă de trecere ; *3* — metal depus ; *4* — zgură solidă ; *5* — zgură topită ; *6* — electrod ; *7* — miez metalic ; *8* — înveliș ; *9* — arc ; *10* — crater ; *11* — metal topit ; *12* — sensul de avans al electrodului.

Electrodul poate fi legat de unul din polii (pozitiv sau negativ) sursei de curent ; dacă electrodul este legat la polul negativ, se consideră că polaritatea este directă, iar dacă este legat la polul pozitiv se consideră că polaritatea este inversă.

Independent de sensul mișcării electronilor și a ionilor, trecerea metalului se face de la electrod la piesă sub formă de picătură. Acest sens de circulație a picăturilor de metal nu este condiționat de gravitație, sudarea putîndu-se executa și de jos în sus (peste cap). Trecerea picăturilor de la electrod la piesă, indiferent de polaritate sau de forța de gravitație, se explică prin efectul de strangulare pe care îl produc liniile de forță magnetică din arc. Acestea au o influență mai mare în zona unde metalul este topit, producînd desprinderea și expulzarea picăturii (fig. 4.2).

Învelișul electrodului are de asemenea un rol însemnat în formarea picăturii. În timpul topirii miezului se topește și învelișul din care se produce zgura. Aceasta protejează metalul topit la fel ca și zgurile metalurgice. Învelișul favorizează de asemenea amorsarea și stabilitatea arcului, iar prin reacțiile metalurgice care se produc, joacă rol de dezoxidant și furnizează unele elemente de aliere necesare înlocuirii acelora care au fost arse (oxidate) în timpul procesului de sudare. Zgura fluidă se ridică la suprafața băii de metal topit, protejînd-o de contactul cu atmosfera (fig. 4.3).

Sudarea se poate efectua cu curent alternativ sau cu curent continuu ; tensiunea de lucru este între 50 și 75 V, iar intensitatea curentului între 180 și 500 A, uneori chiar mai mult. Aparatele cu curent alternativ se numesc *transformatoare*, fiind alimentate la rețea. Aparatele cu curent continuu, purtînd denumirea de *generatoare*, sînt alimentate de regulă la rețea printr-un grup convertizor ; uneori sînt puse în funcțiune de un motor cu explozie.

Sudurile executate în curent continuu au proprietăți superioare celor executate în curent alternativ. Sudarea cu arc electric descoperit se execută de regulă manual.

4.3.1.2. **Sudarea cu arc acoperit sub strat de flux.** Aceasta reprezintă o variantă a procedeului cu arc electric în care electrodul din sîrmă neînvelită are rolul de conductor de curent și de metal de adaos. Fluxul, care este o pulbere minerală, este depus pe suprafața pieselor care se sudează și joacă practic același rol cu și învelișul electrodului : stabilizator și protector al arcului



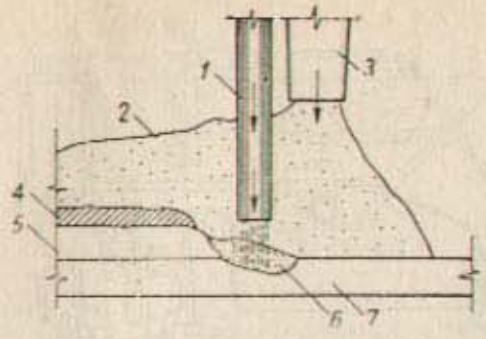



Fig. 4.4. Arc sub strat de flux :
*1* — electrod ; *2* — flux ; *3* — rezervor de flux ; *4* — zgură ; *5* — metal depus ; *6* — metal topit ; *7* — metal de bază.

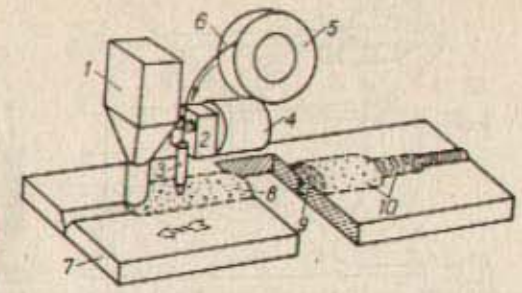



Fig. 4.5. Schema de principiu a sudurii automate sub flux :
*1* — rezervor de flux ; *2* — mecanism de antrenare a sîrmei ; *3* — ajutaj pentru sîrmă ; *4* — motor electric ; *5* — rolă pentru sîrmă ; *6* — sîrmă electrod ; *7* — piesele de sudat ; *8* — strat de flux ; *9* — cusătură (secțiune) ; *10* — flux topit (zgură).

pe de o parte și furnizor de elemente de aliere necesare pe de altă parte. Fiind bun conducător de căldură, contribuie la transportul energiei calorice necesare fuziunii, arcul fiind înecat și protejat de stratul de flux (fig. 4.4).

Fluxul se găsește într-un recipient de unde se depune pe piesă în fața electrodului. Electrodul, alcătuit din sîrmă subțire neînvelită, este înfășurat pe tamburul unei role de pe care se desfășoară automat pe măsură ce se consumă prin topire (fig. 4.5). După sudare, fluxul care nu s-a transformat în zgură este readus manual sau automat (prin absorbție) în recipient.

Instalația poate asigura o sudare automată sau semiautomată. La sudare automată instalația este așezată pe un tractor care se deplasează pe șine, automat, cu o anumită viteză în lungul cordonului de sudură. Instalația reglează automat viteza de derulare a sîrmei în funcție de creșterea sau micșorarea lungimii arcului sau reglează viteza de topire a sîrmei în funcție de variația curentului la lungirea și scurtarea arcului. La sudura semiautomată, se folosește un dispozitiv portativ rezemat pe piesă, al cărui avans este asigurat de către sudor ; apropierea electrodului de piesă se face automat. Sudura automată poate fi utilizată la cordoane executate în plan orizontal sau ușor înclinat.

Sudarea automată sub strat de flux ridică productivitatea de 5...10 ori în raport cu sudarea manuală cu arc descoperit.

4.3.1.3. **Sudarea cu arc electric în mediu de gaz protector.** La sudarea manuală și la cea sub strat de flux, protecția băii se obține prin substanțele din învelișul electrozilor sau din fluxurile de sudură care prin ardere dezvoltă gaze.

La sudarea în atmosferă de gaz protector se obține o protecție foarte bună a băii și a metalului încălzit, printr-un curent de gaz inert care acoperă arcul format între piesă și electrod. În principiu sînt două procedee de sudură sub atmosferă protectoare : sudarea cu electrod nefuzibil și sudarea cu electrod fuzibil.

La sudarea metalelor neferoase (nichel, aluminiu și aliaje de aluminiu), precum și a unor oțeluri speciale, se folosesc ca gaze inerte două gaze nobile sau rare : heliul și argonul ; în cazul oțelurilor carbon obișnuite se utilizează bioxidul de carbon ($CO_2$).

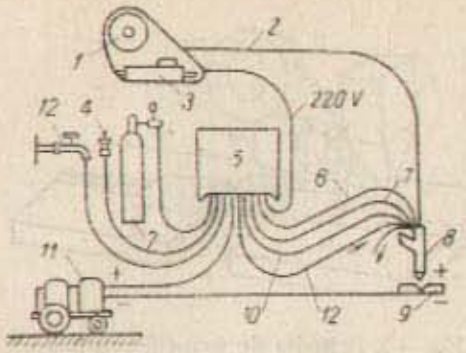



Fig. 4.6. Schema unei instalații de sudare MIG :

*1* — bobină cu firul electrod ; *2* — firul electrod ; *3* — electrod ; *4* — priză de 220 V ; *5* — cablu de comandă ; *6* — reductor de comandă la distanță ; *7* — argon ; *8* — pistol MIG ; *9* — piesa de sudat ; *10* — curent de sudare ; *11* — generator ; *12* — apă.

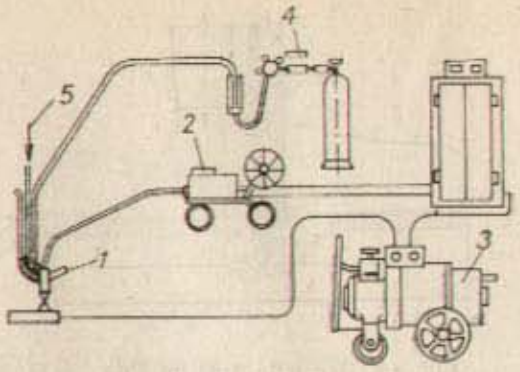



Fig. 4.7. Sudarea în atmosferă de bioxid de carbon :

*1* — cap de sudare ; *2* — mecanism de derulare a electrodului ; *3* — sursă de curent ; *4* — reductor de presiune pentru $CO_2$ ; *5* — apă pentru răcire.

4.3.1.3.1. *Sudarea în atmosferă de gaz inert.* Acest tip de sudare se folosește în cazul aliajelor de aluminiu și al oțelurilor aliate și se aplică prin următoarele procedee :

— un procedeu care folosește electrod refractar de *tungsten* sau *wolfram*, înconjurat de o atmosferă de heliu sau argon utilizînd ca metal de adaos sîrmă din același metal cu metalul de bază se denumește TIG (Tungsten Inert Gas) sau WIG (Wolfram Inert Gas) ;

— procedeul cu electrod fuzibil din sîrmă din același metal ca metalul de bază (fig. 4.6) denumit și procedeul MIG (Metal Inert Gas).

Gazele inerte prezintă o serie de avantaje, și anume : sînt neutre față de metalul de fuziune și de electrodul de tungsten ; asigură stabilitatea arcului ; creează un mediu absolut neutru și nu fac necesară folosirea de flux sau de flux decapant pentru înlăturarea pojghiței de oxizi de pe aliajele de aluminiu.

4.3.1.3.2. *Sudarea în atmosferă de gaz activ* (bioxid de carbon) denumită și MAG (Metal Active Gas). Bioxidul de carbon folosit are un grad de puritate ridicat și este mai ieftin decît argonul. Sudarea se face cu electrod fuzibil, realizat din sîrmă de oțel neînvelită. În timpul sudurii se dezvoltă o concentrație mare a energiei calorice avînd ca efect o pătrundere mai adîncă și eliminînd necesitatea prelucrării marginilor pînă la grosimi de 10...12 mm ; se asigură topirea și participarea mai intensă a metalului de bază în cusătură, reducînd consumul specific de sîrmă. Cusătura este vizibilă datorită lipsei de zgură, ceea ce ușurează manopera și elimină operațiile de curățare de zgură, necesare la sudura cu electrozi înveliți sau sub strat de flux.

Procedeul este folosit la oțeluri carbon și la oțeluri slab aliate (fig. 4.7).

4.3.1.3.3. *Sudarea cu plasmă.* Ca principiu este o variantă a metodei WIG (cu electrod nefuzibil de wolfram), la care un arc electric strangulat printr-un mijloc mecanic produce plasmă prin ionizarea și disocierea unui gaz. În nucleul de plasmă se dezvoltă temperaturi foarte ridicate (15 000...30 000°C). Ca material de adaos se folosesc sîrme cu compoziție chimică și caracteristici mecanice corespunzătoare metalului care se sudează. Protecția este realizată cu gaze inerte (argon sau heliu) sau cu hidrogen sau azot.

4.3.1.4. **Sudarea manuală cu gaz.** Se realizează cu flacără obișnuită obținută prin arderea în oxigen a unor gaze combustibile (acetilenă, metan, propan, butan etc.). Dintre acestea cea mai largă întrebuințare o are acetilena obținută din carbid amestecat cu apă. Pentru realizarea flăcării este folosit un arzător pentru sudură (suflai) în care are loc amestecul acetilenei cu oxigenul. Ca material de adaos se folosește sîrmă de oțel neînvelită. Calitatea slabă a sudurii nu permite utilizarea acestui procedeu (fig. 4.8) decît la elemente secundare slab solicitate.



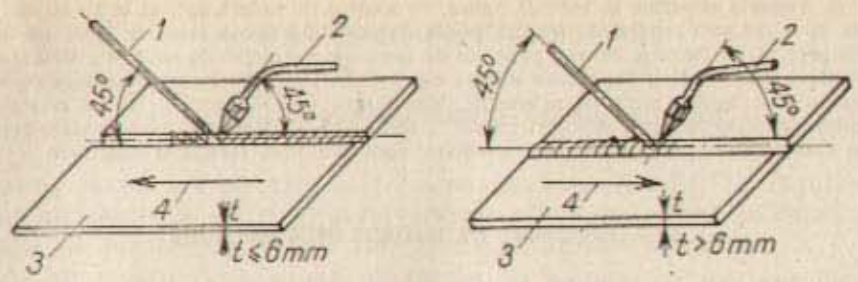



Fig. 4.8. Sudarea cu flacără :

*1* — sîrmă ; *2* — suflai ; *3* — material de bază ; *4* — sensul de înaintare.

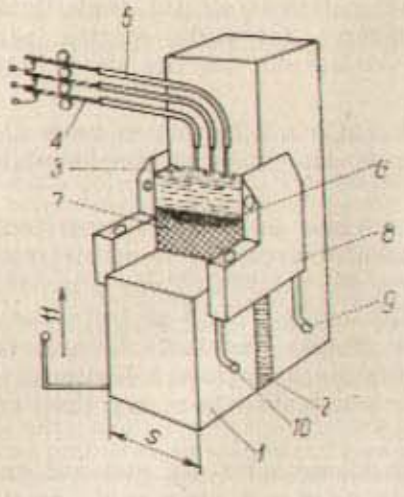



Fig. 4.9. Schema procesului de sudare în baie de zgură cu trei sîrme de electrozi :

*1* — metal de bază ; *2* — sudură ; *3* — baie de zgură ; *4* — sîrmă electrod ; *5* — ghidaj pentru conducerea sîrmei ; *6* — baie de metal topit ; *7* — sudură solidificată ; *8* — patine de cupru ; *9* — intrarea apei de răcire ; *10* — ieșirea apei de răcire ; *11* — sensul de sudare.

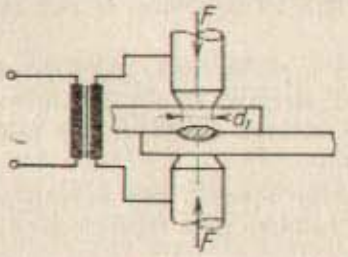



Fig. 4.10. Sudarea prin puncte.

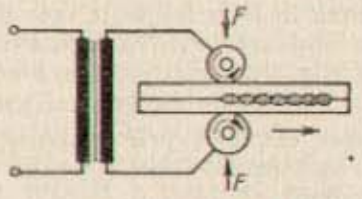



Fig. 4.11. Sudarea în linie.

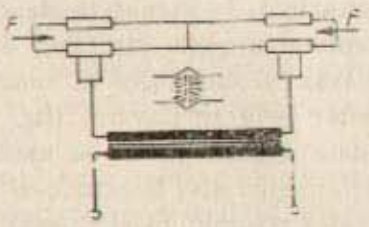



Fig. 4.12. Sudarea prin refulare.

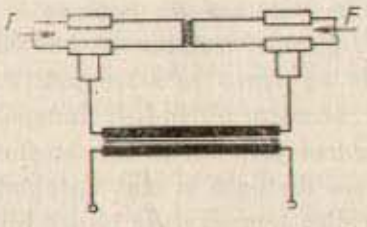



Fig. 4.13. Sudarea prin topire intermediară.

4.3.1.5. **Sudarea electrică în baie de zgură.** Procedeul de sudare aplicat la table cu grosimi de peste 40...50 mm reprezintă un caz particular al sudării sub strat de flux, cu formarea cusăturii prin răcire forțată, în care procesul de topire a metalului de bază și a sîrmei electrod are loc într-o baie de flux topit care devine conductor (fig. 4.9). Sudarea se face cu ajutorul unuia sau a mai multor electrozi neînveliți. Menținerea băii de metal și zgură este asigurată de elemente (patine) laterale de cupru răcite cu apă, care se deplasează pe suprafața celor două piese pe măsură ce se formează cusătura sudată, contribuind la formarea cusăturii.

### 4.3.2. PROCEDEE DE SUDARE PRIN PRESIUNE

4.3.2.1. **Sudarea electrică.** Se execută fără adaos de metal, piesele topindu-se în zona de contact și realizînd astfel cusătura sudată. Cusătura se formează prin acțiunea concomitentă a două forme de energie : energia mecanică (presarea pieselor) și energia calorică (efectul Joule-Lenz). Încălzirea metalului se realizează prin trecerea curentului electric prin zonele de sudat, datorită rezistenței opuse curentului electric de suprafețele de separație ale pieselor.

*Sudarea* denumită și *prin rezistență* realizează îmbinarea unor piese plate suprapuse sau a unor bare așezate cap la cap. Sudarea pieselor plate se realizează prin puncte sau în linie.

La *sudarea prin puncte* tablele sînt strînse între doi electrozi cu conductivitate termică ridicată (fig. 4.10). Curentul circulă de la un electrod la altul prin table. Căldura care ia naștere prin efectul Joule-Lenz provoacă o creștere a temperaturii în zona vîrfului electrozilor. Dacă se întrerupe curentul și se exercită prin electrozi o presiune asupra punctului de contact a celor două table, se formează un punct de sudură de formă lenticulară pe axa electrozilor. Se pot folosi instalații care pot realiza în același timp mai multe puncte de sudură.

Sudarea prin puncte se poate aplica elementelor din oțel sau din metale neferoase. În cazul oțelului se pot suda de regulă piese avînd grosimi egale sau inegale, cu grosime minimă de 0,1 mm. Procedeul este mai des aplicat în cazul cînd grosimea pachetului rămîne sub 10 mm, deși se pot suda piese de grosimi și mai mari.

*Sudarea în linie* folosește role de contact a căror rotire antrenează tablele care se sudează. Prin acțiunea curentului electric și a presiunii exercitate de role (fig. 4.11) se realizează cordoane continue și etanșe. Se folosește la sudarea unor table cu grosimi pînă la 4 mm.

Sudarea electrică prin rezistență a pieselor așezate cap la cap se aplică pieselor în formă de bară și are ca variante sudarea prin refulare și prin topire intermediară.

*Sudarea prin refulare* are caracteristic faptul că piesele se prind cap la cap în fălcile unei mașini și se țin în contact. Efectul Joule-Lenz se produce în regiunea de rezistență electrică maximă, la suprafața de contact dintre piese. Presiunea se exercită prin deplasarea uneia din fălci, după ce piesele au ajuns în stare plastică ; se formează o umflătură în zona îmbinării, aceasta putînd fi îndepărtată ulterior prin prelucrare (fig. 4.12).

*Sudarea prin topire intermediară* se produce astfel : piesele se așază la o oarecare distanță și sînt apropiate și depărtate succesiv, formîndu-se scîntei care ridică temperatura la nivelul corespunzător stadiului plastic. Apoi piesele sînt presate una pe alta (fig. 4.13).



## 4.4. MATERIALE PENTRU SUDARE

### 4.4.1. ELECTROZI PENTRU SUDARE CU ARC ELECTRIC

La sudarea cu arc electric se folosesc electrozi înveliți în cazul sudării manuale obișnuite, și electrozi neînveliți sau sîrme de sudură, în cazul sudării protejate fie printr-un strat de flux, fie prin atmosferă neutră.

Electrozii înveliți, sub formă de fir (miez) metalic cu secțiune circulară, cu o compoziție chimică bine definită, sînt protejați de un înveliș, cu o compoziție variată în funcție de caracteristicile cerute metalului depus. Compoziția învelișurilor este complexă, fiind un amestec de materiale organice și minerale. Fiecare element joacă un rol bine determinat, fie în timpul fuziunii, fie în timpul solidificării. Elementele din înveliș au rol electric, fizic și metalurgic.

4.4.1.1. **Rolul electric al învelișului.** Existența arcului depinde de starea de ionizare a gazului dintre anod și catod. Arcurile electrice în metale sînt instabile, rezistența variind cu intensitatea arcului. Pentru a obține o stabilitate de funcționare este necesar ca mediul să fie ionizat (obligatoriu în cazul curentului alternativ). Pentru obținerea unei ionizări mai bune se introduc în înveliș săruri de sodiu și de potasiu. Pentru o bună amorsare și întreținere a arcului, învelișul trebuie să aibă în compoziție silicați, carbonați, oxizi de fier, oxizi de titan etc.

4.4.1.2. **Rolul fizic al învelișului.** Învelișul trebuie să ușureze sudarea în diferite poziții de lucru : verticală, orizontală, peste cap, și să dea un cordon concav, drept sau bombat. Din aceste condiții apar determinanți următorii factori : natura învelișului, care determină viscozitatea zgurii lichide, și grosimea învelișului.

Execuția sudurii în diferite poziții nu este realizabilă decît dacă picătura de metal topit este antrenată de gazele produse de înveliș. În afară de acțiunea mecanică a gazelor degajate de înveliș pentru transportul picăturii topite, există și acțiunea zgurii topite care trebuie să mențină picătura în loc prin tensiunea ei capilară. Zgura asigură reacțiile și fenomenele de aliere necesare metalului depus prin elementele conținute în înveliș.

4.4.1.3. **Rolul metalurgic al învelișului.** Învelișul conține elemente reductoare și elemente utile care ameliorează calitățile mecanice ale metalului depus. Zgura protejează metalul topit de contactul cu aerul și degajă gaze reductoare, cum este hidrogenul.

4.4.1.4. **Tipuri de învelișuri.** Învelișul electrozilor este de mai multe tipuri ; cele mai utilizate la construcții metalice sînt învelișul rutilic și cel bazic.

*Învelișul rutilic* (titanic) conține bioxid de titan sau rutil, precum și silicați naturali sau feroaliaje, ca elemente de afinare. Electrozii cu înveliș rutilic fabricați în țara noastră prezintă două variante în funcție de conținutul de rutil : *tipul 1* avînd simbolul R (rutilic) și *tipul 2* avînd simbolul T (titanic) ; primul tip conține mai mult rutil, ceea ce duce la o comportare mai bună la sudare. Acești electrozi dau suduri cu un aspect regulat și caracteristici mecanice bune. Permit sudarea în curent continuu sau alternativ (în acest caz se preferă polaritatea directă) și prezintă o mare stabilitate a arcului. Pot realiza suduri în toate pozițiile, cu excepția poziției descendent-verticală. Prezintă o ușoară tendință de fisurare la cald, mai ales la sudurile verticale. Se folosesc la sudarea oțelurilor carbon cu un conținut pînă la 0,25 % carbon, precum și la oțeluri slab aliate cu un conținut mai redus de mangan (de exemplu la OL 44).

*Învelișul bazic* conține un amestec de carbonat de calciu și de magneziu, cu adaosuri de produse dezoxidante și denitrurante, sub formă de feroaliaje. Conține de asemenea oxid de calciu, care asigură condiții deosebit de favorabile de dezoxidare și de aliere a sudurii cu feroaliajele din înveliș. Datorită

| | Marca după producător | Uzina producătoare | Proprietățile mecanice ale metalului depus | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | $\sigma_r$ (N/mm²) | $\sigma_c$ (N/mm²) | Alungire la rupere $\delta_5$ (%) | Reziliența (kgf·m/cm²) |
| 1 | E–44T | ISCT–CÎMPIA TURZII | 440...550 | 320...380 | 22...30 | KCU la +20°C 9...15 |
| 2 | E–48T | | 480...540 | 400...460 | 24...28 | KCU la +20°C 9...14 |
| 3 | E–51T | | 510...560 | 440...460 | 25...29 | KCU la +20°C 9...14 |
| 4 | SUPERTIT | U.S.P.S.–BUZĂU | 500...550 | 450...480 | 25...30 | KCV la +20°C 10 |
| 5 | SUPERTIT FIN | | 500...550 | 450...480 | 25...30 | KCV la +20°C = 10 la 0°C = 8 la –20°C = 5 |
| 6 | FEROTIT | | 500...570 | 450...480 | 25...27 | KCV la +20°C = 9 0°C = 7 –20°C = 5 –40°C = 2 |
| 7 | E–42B | ISCT–CÎMPIA TURZII | 420...480 | 300...360 | 24...26 | KCU la +20°C 14...22 |
| 8 | E–46B | | 460...520 | 320...400 | 24...32 | KCU la +20°C – 20 |
| 9 | E–50B | | 500...560 | 420...460 | 24...30 | KCU la +20°C 13...20 |
| 10 | UNIBAZ | U.S.P.S. – BUZĂU | 520...570 | 420...480 | 26...30 | KCV la +20°C = 14 0°C = 12 –20°C = 10 –30°C = 6 |
| 11 | SUPERBAZ | | 520...560 | 440...480 | 26...30 | KCV la +20°C = 18 0°C = 13 –20°C = 10 –14°C = 5 |
| 12 | NIBAZ–55 | | | | | |
| 13 | NIBAZ–65 | | 620...680 | 540...600 | 22...26 | KCV la +20°C = 18 0°C = 15 –20°C = 12 –40°C = 8 |





| Compoziția chimică a metalului depus (%): | | | | | Recomandări de utilizare pentru construcții din oțel marca | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| C | Mn | Si | $S_{max}$ | $P_{max}$ | | |
| – | – | – | | – | OL 37–1,2; OL 44–1,2; OLT 45 | |
| 0,06 ... 0,10 | 0,50 ... 0,60 | 0,20 | 0,04 | 0,04 | OL 44–2, 3, 4; OL 52–2, 3, 4; OLT 45; OLT 55 | |
| 0,08 ... 0,10 | 0,50 ... 0,70 | 0,20 ... 0,30 | 0,04 | 0,04 | OL 44–2, 3, 4; OL 52–2, 3, 4; OLT 45; OLT 55 | |
| 0,06 ... 0,10 | 0,40 ... 0,80 | 0,3 ... 0,5 | – | – | OL 37–1,2; OL 44–2; OL 52–2; OLT 45; OLT 55 | |
| 0,06 ... 0,10 | 0,6 ... 0,7 | 0,30 ... 0,40 | | | OL 37–1...4<br>OL 44–2...4<br>OL 52–2...4 | OLT 45<br>OLT 55<br>OCS 44 |
| 0,06 ... 0,10 | 0,40 ... 0,60 | 0,20 ... 0,40 | | – | OL 37–1...4<br>OL 44–2...4<br>OL 52–2...4 | OLT 45<br>OLT 55<br>OCS 52 |
| – | – | – | – | – | OL 37–2, 3, 4; OL 44–2, 3; OLT 45 | |
| – | – | – | – | – | OL 37–2, 3, 4; OL 44–2, 3; OLT 45 | |
| – | – | – | – | – | OL 44–2, 3<br>OL 52–2, 3;<br>OCS 44–5, 6 | OLT 45<br>OLT 55 |
| 0,06 ... 0,10 | 1,10 ... 1,40 | 0,30 ... 0,50 | – | – | OL 44–2,4;<br>OL 52–2, 4;<br>OCS 52–2, 3 | OLT 45<br>OLT 55 |
| 0,06 ... 0,10 | 0,70 ... 1,00 | 0,50 | – | – | OL 44–2, 4<br>OL 52–2, 4;<br>OLT 45 | OLT 55<br>OCS 52 |
| | | | | | OL 52–2...4;<br>OCS 52–5...7<br>OCS 55–3...5 | |
| 0,06 ... 0,10 | 0,7 ... 1,4 | 0,3 ... 0,6 | 0,04 | 0,04 | OCS 55–3...5<br>OCS 58–3...5 | |

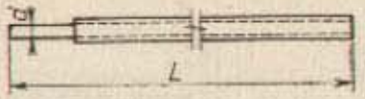



Fig. 4.14. Electrod învelit : d=2...6 mm ; frecvent folosit d=3,25 ; 4 ; 5 mm ; L=350...450 mm.

purității sudurii, a alierii ei cu manganul și a calmării cu siliciu se obține o structură fină în metalul depus, caracteristici mecanice superioare și o tenacitate foarte bună, pusă în evidență printr-o temperatură de tranziție coborîtă la încercările de rezistență ; aceasta duce la înlăturarea pericolului de fisurare la cald sau la rece. Sudura rezultă cu un aspect mai puțin regulat decît la electrozii cu înveliș titanic. Se sudează în condiții bune numai în curent continuu (de preferință în polaritate inversă).

Electrozii cu înveliș bazic prezintă și dezavantaje care îngreuiază extinderea folosirii lor. Învelișul electrozilor este higroscopic ; sub acțiunea arcului electric apa absorbită de înveliș se disociază în $H^+$ și $O^+$ care pătrund în metalul depus, înrăutățindu-i calitățile (fisurarea sudurilor). De aceea este necesar ca electrozii cu înveliș bazic să fie uscați prin încălzire timp de o oră la o temperatură de circa 200...250°C.

Electrozii cu înveliș bazic sînt indicați, în special, pentru sudarea oțelurilor slab aliate și cu granulație fină (OCS), precum și a elementelor de construcție importante supuse la solicitări cu caracter dinamic și vibrator.

Electrozii pot avea diferite grosimi ale învelișurilor (subțire, mediu, gros și foarte gros). Se folosesc de regulă electrozii cu înveliș gros și foarte gros care dau suduri de calitate superioară (STAS 1125/2-81 ; 1125/3,4-82).

Dimensiunile caracteristice ale electrozilor utilizați în construcții metalice rezultă din figura 4.14, iar caracteristicile mecanice și de deformație, precum și compoziția chimică a materialului depus cu diferite tipuri de electrozi sînt date în tabelul 4.1.

### 4.4.2. SÎRMĂ ȘI FLUX PENTRU SUDARE AUTOMATĂ

Sudarea automată folosește ca electrod metalic sîrma neînvelită, livrată în colaci. Calitatea sîrmei se alege în funcție de calitatea materialului de bază. Sîrma se fabrică cu diametre de 1,6...6 mm, putînd avea suprafața acoperită cu un strat de cupru care-i mărește rezistența la oxidare și îmbunătățește calitatea metalului depus. Compoziția chimică a sîrmelor, curent utilizate la noi în țară la construcții metalice (STAS 1126-80), este indicată în tabelul 4.2. Sîrma S 10 se folosește pentru sudarea oțelurilor carbon obiș-

*Tabelul 4.2*

| Marca sîrmei | Compoziție chimică, % | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | $C^{max}$ | Mn | $Si^{max}$ | $Cr^{max}$ | $Ni^{max}$ | $P^{max}$ | $S^{max}$ |
| S10 | 0,10 | 0,40...0,60 | 0,03 | 0,20 | 0,30 | 0,03 | 0,03 |
| S10Mn1 | 0,12 | 0,80...1,20 | 0,15 | — | — | 0,03 | 0,03 |
| S12Mn2 | 0,12 | 1,80...2,20 | 0,15 | 0,20 | 0,30 | 0,03 | 0,03 |
| S10Mn1Ni1 | 0,10 | 0,80...1,20 | 0,15 | 0,20 | 0,90...1,20 | 0,03 | 0,02 |
| S2 | 0,07...0,15 | 0,80...1,25 | 0,15 | 0,20 | 0,15 | 0,03 | 0,03 |



*Tabelul 4.3*

| Clasa de calitate | | Temperatura de încercare, °C | OL 37 | | OL 44 | | OL 52 | | Echivalența tabel – material de adaos | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | M | A | M | A | M | A | Notare tabel | Electrozi | Electrozi echivalenți | Notare tabel | Sîrma / Flux | Echivalenți |
| 1<br>1a<br>1b | n | — | 2 | I | — | — | — | — | 1 | Supertit | Supertit fin | I | S10Mn1 | S12Mn2 |
| | | | | | | | | | | | | | FSM37 | |
| 1<br>1a<br>1b | k | — | 2 | I | — | — | — | — | 2 | Supertit | E48T<br>Super extra<br>E42A | II | S10Mn1 | S12Mn2 |
| | | | | | | | | | | | | | FSM37 | FSM37B |
| 2 | n | — | 2 | I | — | — | — | — | 3 | E46B<br>E42B | Unibaz | III | S10Mn1Ni1 | S10Mn1 |
| | | | | | | | | | | | | | FB10 | FSM37B |
| 2 | k | +20° | 2 | I | 4 | III | 4 | IV | 4 | Superbaz | Nibaz 55<br>E50B | IV | S10Mn1Ni1 | S2 |
| | | | | | | | | | | | | | FB10 | FB20 |
| 3 | k | 0° | 3 | II | 4 | III | 4 | IV | 5 | Superbaz | Nibaz 65<br>Nibaz 55 | V | S10Mn1Ni1 | S2 |
| | | | | | | | | | | | | | FB10 | Arcos 2M<br>OP42TT<br>FB40 |
| 4 | k | −20° | 3 | II | 4 | IV | 5 | V | M — Material de adaos pentru sudura manuală | | | | | |
| 4 | kf | −20° | 3 | II | 4 | IV | 5 | V | A — Materialul de adaos pentru sudura automată | | | | | |

nuite cu conținut redus de mangan (C ⩽ 0,25%, Mn ⩽ 0,60%), iar sîrmele S 10 Mn 1 și S 12 Mn 2 se folosesc pentru sudarea oțelurilor calmate și slab aliate cu 0,9...1,2% mangan și respectiv cu 1,1...1,6% mangan.

Fluxul se fabrică prin granularea unor amestecuri de elemente asemănătoare cu cele din învelișul electrozilor și poate fi titanic sau bazic. Fluxul conține și elementele de aliere care se găsesc în învelișul electrozilor. Fluxul trebuie să permită ieșirea gazelor care se formează în timpul sudării.

Alegerea fluxului, titanic sau bazic, se face în funcție de tipul sudurii, de metalul din piesele care se sudează și respectiv din sîrma de sudare. De obicei pentru un anumit oțel se alege combinația corespunzătoare de flux și sîrmă (tab. 4.3).

Corespondența între flux și polaritatea sîrmei este aceeași ca la sudura cu electrozi înveliți.

## 4.5. SUDAREA ALUMINIULUI ȘI A ALIAJELOR DE ALUMINIU

Sudarea aliajelor de aluminiu prezintă unele particularități care fac ca această operație să fie mai dificilă decît sudarea oțelurilor. Pelicula de oxid de aluminiu — foarte aderentă — are o rezistență mecanică mare și o temperatură de topire înaltă (circa 2 000°C), mult mai ridicată decît cea a aluminiului și a aliajelor sale (circa 600°C). Sudarea se poate realiza numai prin dizolvarea peliculei și trecerea ei într-o zgură fluidă cu o temperatură de topire coborîtă, sau prin străpungerea ei și evitarea unei noi oxidări; aceasta se obține prin intermediul pastelor de sudat, sau cu ajutorul sudurii în atmosferă de gaz inert.

Datorită conductivității termice ridicate a aliajelor de aluminiu, care permit absorbirea unei cantități mari de căldură, se recomandă preîncălzirea pieselor, sudura executîndu-se la o temperatură a metalului de bază de 200...350°C. Prin încălzire, aliajele de aluminiu suferă anumite transformări ale structurii cristaline, care produc reduceri ale rezistențelor mecanice, anulînd efectul tratamentelor termice sau al ecruisării. Ridicarea rezistențelor, printr-un alt tratament termic sau o ecruisare, nu este posibilă în cazul pieselor de dimensiuni mari. Din acest punct de vedere o influență minimă se manifestă la aliajele Al—Mg, care se comportă bine la sudare.

Ca material de adaos este ales un aliaj cu o compoziție chimică corespunzătoare materialului de bază. Cînd nu există sîrme se pot folosi fîșii tăiate din materialul care se sudează. Dintre procedeele de sudare descrise anterior se folosesc următoarele: sudarea cu gaze, sudarea cu arc cu electrozi înveliți, sudarea în atmosferă protectoare cu electrod nefuzibil (TIG) și sudarea în atmosferă protectoare cu electrod fuzibil (MIG).

### 4.5.1. SUDAREA CU GAZE

Sudarea cu gaze se execută după procedeul obișnuit, aplicîndu-se preîncălzirea pieselor și rezemarea lor pe o suprafață rău conducătoare de căldură (cărămidă refractară, cărbune etc.). Înainte de sudare, pe suprafața care se sudează se aplică o pastă de sudat, care este un amestec de săruri de fluor, brom, iod (în special ale acidului fluorhidric). Pasta sau pulberea de sudat trebuie să asigure o dizolvare rapidă și completă a oxidului de aluminiu, transformîndu-l într-o zgură fluidă cu punct de topire redus.

### 4.5.2. SUDAREA ELECTRICĂ CU ARC, CU ELECTROZI ÎNVELIȚI

Rolul învelișului este în principiu același ca și la electrozii pentru sudarea pieselor de oțel. În plus trebuie să asigure dizolvarea oxidului de aluminiu și să împiedice oxidarea băii izolînd-o de atmosfera înconjurătoare; punctul de topire al zgurii trebuie să fie sub cel al metalului. Piesele care se sudează trebuie degresate. Se aplică preîncălzirea, precum și celelalte metode de izolare pentru a evita pierderea rapidă a căldurii.



### 4.5.3. SUDAREA ALUMINIULUI ÎN ATMOSFERĂ PROTECTOARE CU ELECTROD NEFUZIBIL (TIG)

Pelicula de oxizi este distrusă datorită efectului de curățire a arcului, iar atmosfera inertă împiedică oxidarea din nou a suprafeței. Se sudează cu curent alternativ sau cu curent continuu. Procedeul permite sudarea în orice poziție. Tablele peste 4 mm grosime trebuie preîncălzite.

### 4.5.4. SUDAREA ALUMINIULUI ÎN ATMOSFERĂ PROTECTOARE DE ARGON CU ELECTROD FUZIBIL (MIG)

Se execută cu curent continuu. Înainte de sudare, piesele și electrozii se vor curăța, degresa și usca. Se poate suda în orice poziție fără a fi necesară o preîncălzire. Locul de sudare trebuie ferit de curenți de aer.

## 4.6. TĂIEREA METALELOR

### 4.6.1. TĂIEREA CU FLACĂRA OXIACETILENICĂ

Tăierea cu flacără oxiacetilenică se bazează pe proprietatea pe care o are fierul de a se oxida rapid în prezența oxigenului (de a arde), cu condiția ca în prealabil să fie încălzit la o temperatură mai mică decît temperatura de topire. Încălzirea se produce prin arderea unui amestec de acetilenă și oxigen, iar arderea oțelului se face datorită unui curent de oxigen. Porțiunea tăiată este îngustă și depinde de dimensiunile jetului de oxigen. Ca gaze combustibile se folosesc acetilena sau gazele naturale.

Pentru ca un metal să poată fi tăiat este necesar să fie îndeplinite următoarele condiții:

— temperatura de ardere în oxigen să fie inferioară temperaturii de topire. La oțelurile cu mult carbon sau la oțelurile aliate se ridică temperatura de ardere și coboară temperatura de topire. Fonta (care conține mult carbon) și aliajele de aluminiu nu se pot tăia cu flacără;

— oxidul care se formează datorită arderii trebuie să se topească mai ușor decît metalul de bază, să fie fluid și ușor, pentru a fi îndepărtat de curentul de oxigen;

— conductivitatea termică a metalului să nu fie prea mare, astfel ca zona încălzită să nu se răcească prea repede dînd naștere la modificări structurale.

Tăierea se execută cu aparate de tăiat, a căror parte principală este arzătorul pentru flacăra de preîncălzire și injectorul de oxigen (suflaiul). Capul de tăiere poate fi deplasat manual sau mecanic (fig. 4.15).

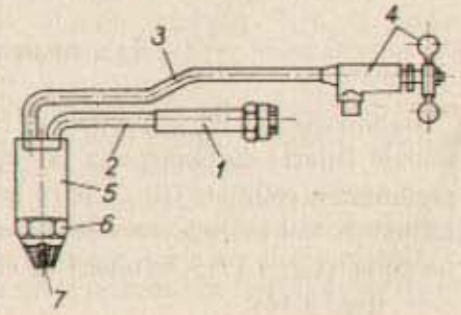



Fig. 4.15. Arzătorul aparatului de tăiere manual:
1 — cameră de amestec (acetilenă + oxigen); 2 — țeavă pentru amestec; 3 — țeavă pentru oxigen; 4 — robinet cu fluture pentru oxigen; 5 — cap de tăiere; 6 — bec exterior pentru amestecul de gaze; 7 — bec interior pentru oxigen sub presiune.

Tăieturile executate manual rezultă cu margini neregulate ; uneori aceste neregularități trebuie îndepărtate prin prelucrări mecanice. Tăierea efectuată prin deplasarea mecanică a capului de tăiere se face cu viteză constantă; flacăra se deplasează după o linie dreaptă și tăietura rezultă netedă.

Tăierea automată poate efectua decuparea mai multor piese simultan, prin copierea după un șablon sau după desen cu ajutorul unui aparat prevăzut în celulă fotoelectrică. Există aparate care taie după trasee reprezentînd curbe în spațiu (de exemplu intersecții între doi cilindri) care se folosesc la construcțiile din țevi. Pentru tăieri multiple, paralele, se folosesc instalații cu mai multe capete de tăiere, respectiv *suflaiuri*. În afară de instalațiile de tăiere automată sînt folosite și *aparate semiautomate* cu conducere manuală.

### 4.6.2. TĂIEREA CU ARC ELECTRIC

Utilizînd o intensitate mare a curentului, piese de oțel cu grosimi mici pot fi tăiate folosind electrozi obișnuiți ; tăietura rezultă însă foarte neregulată. Pentru a obține o tăiere mai bună se folosesc electrozi care au în lungul lor un canal interior prin care se suflă aer comprimat. Arcul electric încălzește piesa și favorizează arderea în oxigen ; metalul ars este evacuat din tăietură prin jetul de aer comprimat. Prin înlocuirea aerului cu oxigen, procedeul denumit *oxi-arc* se folosește la decuparea pieselor din fontă, oțeluri aliate și inoxidabile.

Tăierea cu arc electric și aer comprimat folosind electrod tubular realizat din cărbune grafitat, cunoscută sub denumirea *procedeul arc-air* se folosește la orice tip de oțel și la metale neferoase. Procedeul arc-air se aplică manual sau automat și este folosit pe scară largă în special la tăieri superficiale.

### 4.6.3. TĂIEREA CU JET DE PLASMĂ

Procedeul se bazează pe topirea rapidă a metalului și îndepărtarea lui din zona topită datorită acțiunii termice și efectului mecanic create de arcul electric concentrat și al unui jet de plasmă. Acest fenomen are loc prin strangularea arcului electric, obținîndu-se practic temperaturi foarte ridicate (pînă la circa 16 000°C). Gazele folosite pot fi argon, azot sau un amestec de argon și hidrogen, argon și azot etc. Se pot tăia piese din oțel inoxidabil pînă la grosimi de 120 mm și din aluminiu pînă la 150 mm.

## 4.7. ÎMBINĂRI SUDATE

### 4.7.1. TIPURI DE ÎMBINĂRI SUDATE

Îmbinările sudate se realizează în moduri diferite și se pot grupa în următoarele tipuri : îmbinări cap la cap, în care elementele sînt așezate unul în prelungirea celuilalt (fig. 4.16) ; îmbinări cu piese suprapuse, în care piesele îmbinării sau eclisele care se îmbină se acoperă una pe alta pe o anumită porțiune (fig. 4.17) ; îmbinări în care piesele se întîlnesc sub un unghi oarecare (fig. 4.18).



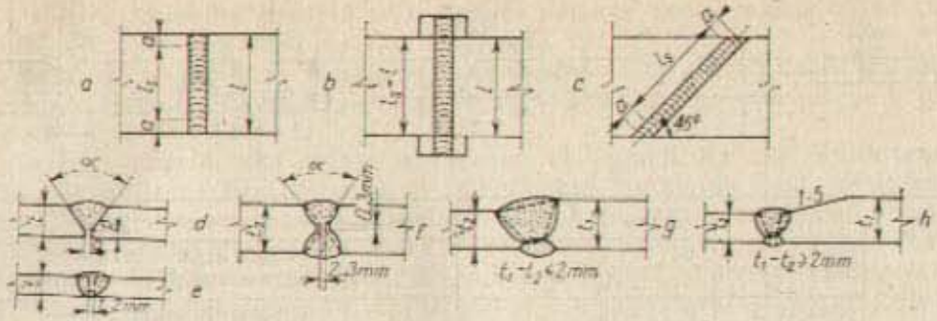


Fig. 4.16. Tipuri de îmbinări cap la cap :
*a, b, c* — moduri de realizare ; *d ... h* — secțiuni transversale în cordoane.

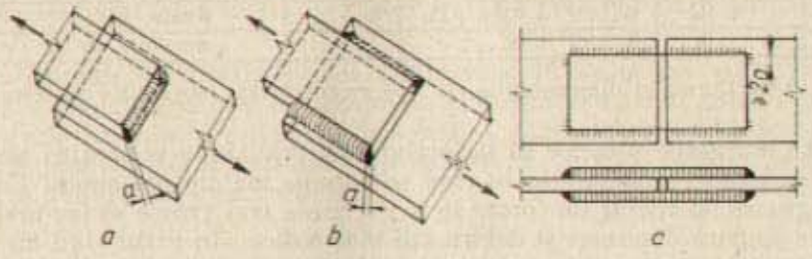


Fig. 4.17. Îmbinări cu suduri de colț la piese suprapuse :
*a* — sudură frontală ; *b* — sudură laterală ; *c* — întoarcerea cordoanelor la capete.

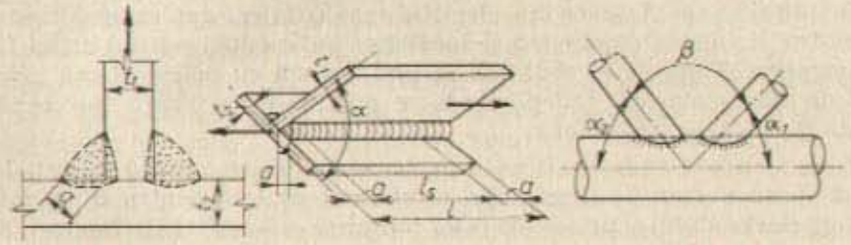


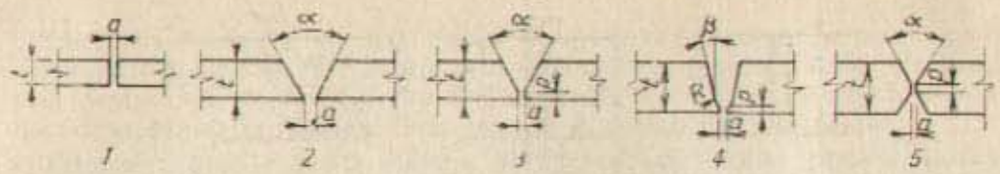
Fig. 4.18. Îmbinări în care piesele se întîlnesc sub un unghi.

Legătura dintre piesele unei îmbinări se realizează prin *cusături (cordoane)* de sudură. O cusătură este partea din îmbinare obținută prin solidificarea metalului de bază topit și a materialului de adaos. Cusăturile sînt de două tipuri : în adîncime și în relief.

*Cusăturile cap la cap (în adîncime)* se execută pe toată grosimea și lățimea pieselor. Pentru a se evita zonele cu depuneri incomplete (cratere) de la începutul și sfîrșitul sudurii se folosesc piese de prelungire (fig. 4.16, *b*). Sudura și piesele de prelungire care depășesc marginile piesei se îndepărtează prin prelucrare mecanică.

Cusătura în adîncime se poate face dintr-o singură parte sau din ambele părți ale piesei. Sudarea pe o parte se face în cazul pieselor subțiri sau a pieselor groase la care cea de a doua față nu este accesibilă.

Dacă piesele nu sînt prea groase (4...10 mm), pătrunderea sudurii este asigurată prin topirea materialului de bază, sudura putîndu-se executa pe o parte sau pe ambele părți în funcție de grosime. La piese mai groase (pînă la 16 mm) se pot folosi electrozi cu pătrundere adîncă. În celelalte cazuri este




| Tipul | t(mm) | a(mm) | p(mm) | R(mm) | OBSERVAȚII |
|---|---|---|---|---|---|
| 1 (I) | pînă la 1 | 0...1 | — | — | Sudare dintr-o parte<br>Se recomandă placă suport |
| | 1...3 | 0...2 | | | |
| | pînă la 2 | 0...1 | — | — | Sudare din ambele părți |
| | 2...5 | 1...3 | | | |
| 2(V) | 3...20 | 0...3 | — | — | $\alpha = 50...60°$ |
| 3(Y) | 3...20 | 0...3 | 1...3 | — | $\alpha = 50...60°$ |
| 4(U) | ⩾ 15 | 0...3 | 1,5...3,5 | 4...5 | $\beta = 8...12°$ |
| 5(X) | 12...40 | 1...3 | 0...2 | — | $\alpha = 50...60°$ |

Fig. 4.19. Forma și dimensiunile *(1...5)* prelucrărilor marginilor pieselor.

necesar ca marginile pieselor să fie prelucrate, realizîndu-se șanțuri ale căror margini se topesc la sudare și în care se depune metalul de adaos. La piese nu prea groase, șanțurile au forme în V; la piese mai groase se fac prelucrări în X care asigură depuneri și deformații mai reduse. În cazul cînd nu se pot face suduri pe ambele părți, prelucrarea marginilor se face în formă de U, realizîndu-se depuneri și contracții mai mici. Dimensiunile prelucrărilor pentru cîteva tipuri de îmbinări sînt arătate în figurile 4.16 și 4.19.

La sudurile în V sau X, primele 1 sau 2 straturi care constituie rădăcina sudurii trebuie executate cu un electrod mai subțire, dar cu grosimea necesară pentru a asigura depunerea și încălzirea suficiente, evitînd astfel fisurile din contracție. Zona de la rădăcină se prelucrează cu polizorul sau prin procedeul de tăiere arc-air, îndepărtîndu-se porțiunile cu zgură sau nepătrunderi, după care se resudează.

Cînd nu se poate suda decît pe o parte, se folosește o placă suport. Forma prelucrării, cu partea de lîngă suport suficient de lată pentru a permite pătrunderea electrodului și prinderea celor trei piese este arătată în figura 4.20, *a, b*.

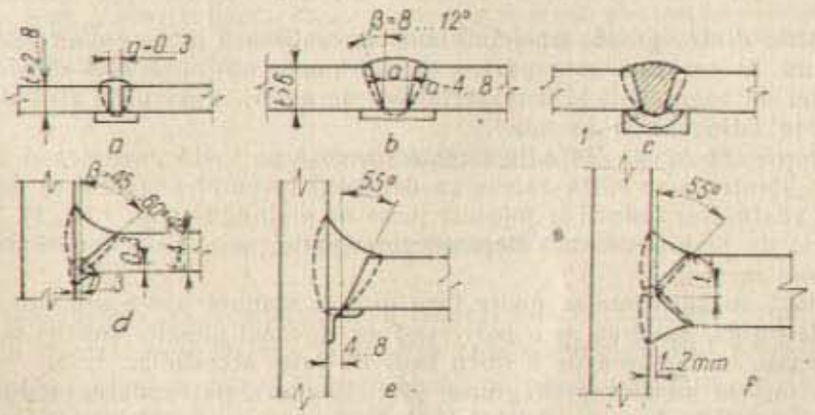



Fig. 4.20. Îmbinări sudate:
*a, b* — cap la cap cu placă suport; *c* — cap la cap cu strat de flux *(1)*; *d* — în 1/2 V cu rădăcina resudată; *e* — în 1/2 V cu placă suport; *f* — în K.



La sudura automată sudarea pe o singură parte se poate realiza avînd rădăcina așezată pe un strat de flux (fig. 4.20, *c*).

Îmbinările pieselor în formă de T se realizează cu suduri în K sau în V. Se iau măsuri de curățare și resudare a rădăcinii sau se sudează pe o piesă intermediară (fig. 4.20, *d, e, f*).

Sudarea pieselor mai groase se execută, de regulă, din mai multe treceri. După executarea fiecărui strat și solidificarea metalului topit, se îndepărtează zgura care se adună la suprafață, după care se execută stratul următor. În cazul pieselor groase sudate în V, resudarea rădăcinii se va face înainte de depunerea tuturor straturilor. La suduri în K și X se preferă sudarea alternativă pe o parte și pe alta, realizîndu-se o compensare a deformațiilor din contracție. Suprafața cusăturii prezintă un ușor bombament.

Cînd piesele au grosimi diferite, racordarea se poate face prin sudură dacă diferența de grosime pe fiecare față este pînă la 2 mm. Dacă diferența de grosime este mai mare se face o racordare prin prelucrare mecanică (fig. 4.16, *g* și *h*).

Dimensiunile caracteristice ale cusăturilor în adîncime sînt grosimea și lungimea. Drept grosime se consideră grosimea celei mai subțiri piese care se sudează. Lungimea sudurii se ia egală cu lungimea efectivă în cazul cînd capetele sînt realizate conform figurii 4.16, *b*; în caz contrar lungimea de calcul a sudurii se consideră:

$$l_c = l - 2a. \tag{4.1}$$

în care $a$ este grosimea sudurii.

La sudurile automate sub strat de flux, adîncimea de pătrundere în materialul de bază, respectiv întrepătrunderea celor două rădăcini (suduri în K și X) este mai mare, deoarece topirea și pătrunderea sînt mai adînci decît la sudurile executate manual. Din această cauză distanța dintre cele două piese care se sudează se poate lăsa mai mică.

*Cusăturile de colț (în relief)* se execută în unghiul format de marginile pieselor care se îmbină și nu necesită prelucrarea marginilor. În secțiune transversală cusătura poate fi, în funcție de tipul electrodului, dreaptă, convexă sau concavă. Se recomandă ca bombamentul cordoanelor convexe să nu fie prea mare. Pentru a se asigura pătrunderea la rădăcină este necesar ca depunerea primului strat să se facă cu un electrod mai subțire, iar unghiul dintre piese să nu fie mai mic de 60° (fig. 4.21, *f*).

Dimensiunile caracteristice ale cusăturii în relief sînt grosimea și lungimea. Grosimea $a$ reprezintă înălțimea triunghiului dreptunghic isoscel înscris în secțiunea transversală a cusăturii (fig. 4.21); se neglijează bombamentul (îngroșarea) și de obicei și adîncimea penetrației la rădăcină. Pentru suduri cu pătrundere mare unele norme admit și considerarea adîncimii de penetrație. Lungimea cordonului se consideră egală cu lungimea reală, din care se scad zonele de capăt (4.1).

Dimensiunile cordoanelor în relief sînt funcție de grosimea pieselor care se sudează. Grosimea maximă $a$ nu va depăși 0,7 din grosimea celei mai

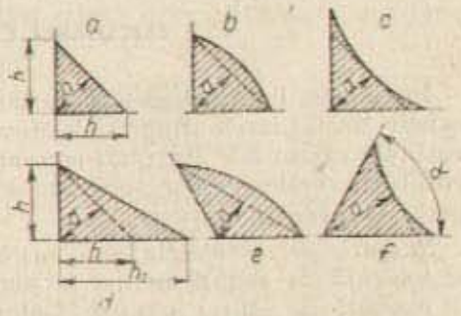



Fig. 4.21. Secțiuni transversale în diferite tipuri de cordoane de sudură *(a...f)*.

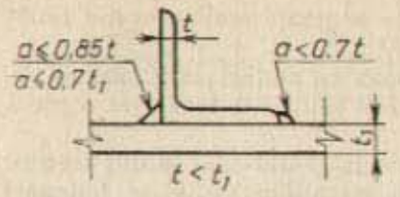



Fig. 4.22. Grosimea maximă a cusăturilor la sudarea cornierelor.

subțiri piese care se sudează, iar grosimea minimă nu va coborî sub 3 mm. Fac excepție elementele din profile cu pereți subțiri pentru care se fac precizările respective la capitolul 11. Grosimea minimă este impusă și de grosimea elementelor care se sudează. Suduri prea subțiri executate pe piese groase ($a \leqslant 0{,}3\ t$) pot fisura datorită incapacității cusăturilor de a prelua solicitările din contracțiile sudurilor, care cresc odată cu grosimea pieselor. Grosimile minime, în funcție de grosimea pieselor din pachet, sînt date în standardele de specialitate (STAS 10108/0-78, respectiv tab. 4.4).

*Tabelul 4.4*

| Grosimea celui mai gros element care se sudează (mm) | Dimensiunea minimă, $a$ în mm, a cordonului de sudură de colț a elementului din | |
|---|---|---|
| | oțel carbon | oțel slab aliat |
| Pînă la 10 | 3 | 4 |
| 11...20 | 4 | 6 |
| 21...30 | 6 | 7 |
| 31...50 | 7 | 8 |

La sudarea cornierelor și a profilelor se admite îngroșarea cu 20% a sudurilor așezate la muchia acestora (fig. 4.22).

În funcție de poziția față de direcția eforturilor, se deosebesc *cusături laterale* și *cusături frontale* (fig. 4.17, *b* și *a*). Se recomandă întoarcerea cusăturilor pe fețele perpendiculare, cu o lungime de $2a$; în acest caz lungimea de calcul a cordonului este egală cu lungimea cusăturii, întoarcerile corespunzînd scăderilor. *Cusăturile combinate* cuprind atît cusături frontale, cît și cusături laterale.

Caracteristicile de calcul ale *sudurilor prin puncte*, utilizate la profilele cu pereți subțiri formate la rece, sînt tratate la capitolul 11.

### 4.7.2. EXECUTAREA CORDOANELOR DE SUDURĂ

În funcție de așezarea cusăturilor de sudură în timpul execuției, se deosebesc următoarele tipuri, clasificate în ordinea dificultăților de execuție: cusături orizontale (în plan orizontal); cusături orizontale în plan vertical; cusături verticale sau înclinate cuprinse într-un plan vertical; cusături peste cap (de plafon).

*Sudurile orizontale* (în plan orizontal) se execută ușor. Sudura automată se execută de regulă numai în plan orizontal, iar celelalte tipuri de suduri se execută de obicei manual. Sudurile orizontale în plan vertical se execută greu, topirea piesei fiind neuniformă; pentru a evita scurgerea metalului topit, prelucrările marginilor se realizează ca în figura 4.23. *Sudurile verti-*



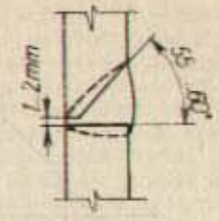



Fig. 4.23. Prelucrarea marginilor la suduri orizontale executate în plan vertical.

*cale* sînt dificile, metalul topit și zgura avînd tendința să se scurgă; pentru a împiedica această tendință se folosesc electrozi care nu dau o zgură fluidă; de regulă sudura se execută de jos în sus. *Sudurile peste cap* se execută cu electrozi cu înveliș gros, care se topește greu; se admit în cazuri excepționale, cum ar fi la sudarea rădăcinilor la piese care nu pot fi întoarse.

## 4.8. METALURGIA SUDURII. STRUCTURA ÎMBINĂRILOR SUDATE

În timpul sudării, în zona îmbinării apar o serie de transformări structurale importante datorită acțiunii căldurii; pe o anumită zonă metalul de bază se topește amestecîndu-se cu metalul topit din electrod. În baia de metal topit se produc procese metalurgice asemănătoare cu cele care au loc la elaborarea oțelului. Există o porțiune foarte îngustă, care mărginește cavitatea băii și care este incomplet topită. Urmează apoi o porțiune în care metalul de bază este supraîncălzit și unde cristalele pot crește neregulat, structura devenind grosieră; porțiunea următoare cuprinde material încălzit între 850 și 1 100°C în care au loc transformări termice asemănătoare cu cele care se produc la tratamentul *de normalizare*, rezultînd o structură cu grăunți fini; urmează apoi și alte porțiuni care au fost încălzite la temperaturi mai joase și care prezintă diferite modificări de structură corespunzătoare temperaturilor de transformare respective (fig. 4.24).

Se denumește ca *zonă influențată termic* (ZIT) porțiunea din metalul de bază ale cărui proprietăți au fost modificate prin încălzirea locală produsă de sudare; zona influențată termic a unei îmbinări sudate este supusă unui regim termic deosebit de eterogen, din care cauză mărimea grăunților rezultă foarte diferită, ceea ce face ca structura metalului în ZIT să fie foarte neomogenă și din punctul de vedere al caracteristicilor mecanice. Dintre subzonele menționate, un interes deosebit prezintă porțiunea cu material supraîncălzit (porțiunea de sub cordon), în care materialul suferă în multe cazuri transfor-

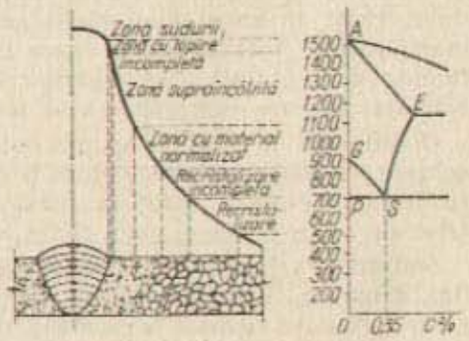



Fig. 4.24. Structura sudurii și a zonelor vecine.

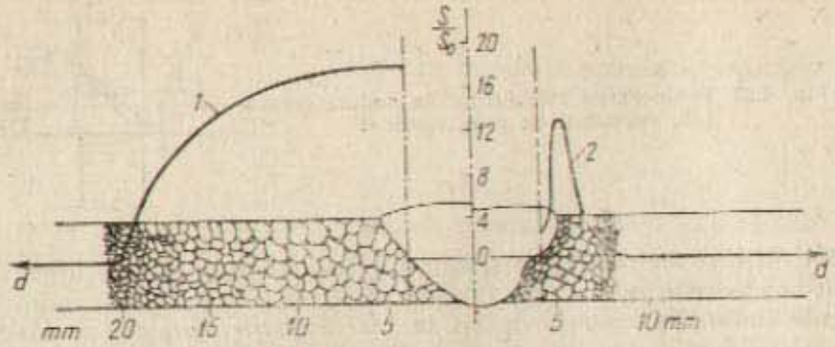



Fig. 4.25. Influența ciclului termic de sudare asupra dimensiunilor granulelor în metalul de bază: *1* — curba procedeului oxiacetilenic; *2* — curba procedeului cu arc electric.

mări defavorabile pentru comportarea lui ulterioară. Formările de structuri grosiere nu apar în cazul oțelurilor cu granulație fină de tipul oțelurilor calmate și cu adaosuri de aluminiu, vanadiu, titan și niobiu. Lățimea zonei influențată termic este de 3...6 mm la suduri executate cu arc electric și de 20...30 mm la sudura cu gaze. Porțiunea supraîncălzită are lățimea de 1...2 mm la sudura cu arc și mai mare la sudarea cu gaze (fig. 4.25).

În porțiunea supraîncălzită au loc o serie de transformări defavorabile, cum este de pildă formarea structurii Wiedmannstätten, structură de supraîncălzire, care se caracterizează prin fragilitate datorită mărimii și formei grăunților. Această structură se mai poate forma și în metalul topit. Ea apare mai frecvent la sudurile executate cu flacără oxiacetilenică și în oțelul care a fost tăiat cu flacăra.

În zona influențată termic se poate forma structura martensitică. De regulă ea se produce la oțeluri cu conținut mai ridicat de carbon și de alte elemente de aliere, cînd viteza de răcire depășește *viteza critică*. Viteza critică crește odată cu scăderea conținutului de elemente de aliere. La oțelurile cu conținut redus de carbon (OL 37) sau la oțelurile care cuprind și alte elemente de aliere în procente reduse (OL 52), viteza critică este mare și nu se poate realiza în condițiile răcirii normale a pieselor sudate. Trebuie însă evitată răcirea bruscă și ca atare sudarea pe timp friguros, fără luarea unor măsuri speciale. Segregările din piese pot duce însă la o creștere locală accentuată a conținutului de carbon și de alte elemente (mangan, siliciu, sulf, fosfor etc.), care pot ajunge în procente aproape duble față de cele medii determinate pe oțelul lichid. O sudură executată într-o astfel de zonă poate duce, chiar în cazul unei răciri cu viteză normală, la formarea structurii martensitice. Aceasta poate apare în special în zona influențată termic. Influența defavorabilă a segregărilor se poate elimina prin folosirea oțelurilor calmate, la care segregările sînt mult mai reduse decît la cele necalmate.

O influență favorabilă asupra calității cordonului de sudură o are *preîncălzirea pieselor*. Aceasta conduce la o răcire mai lentă evitînd formarea structurilor martensitice chiar în cazul unor procente mai ridicate ale elementelor de aliere (oțeluri slab aliate, oțeluri cu granulație fină).

Sudurile executate în straturi suprapuse au o structură cu grăunți mai fini, deoarece straturile depuse anterior suferă la depunerea celor următoare unele influențe termice favorabile, similare normalizării.



În timpul sudării compoziția metalului suferă unele modificări. O parte din elementele de aliere se ard producîndu-se totodată un amestec între metalul topit din electrod și din piesă. În metalul depus rămîn unele incluziuni de zgură care constituie puncte de rezistență slabă. Din atmosferă pătrund gaze care dau compuși sau rămîn libere în porii care se formează. Dintre gazele care pot pătrunde în baia de metal topit se menționează în primul rînd *azotul* și *oxigenul* din aer. Prin măsurile care se iau, de protecție a arcului și a băii de metal topit la sudurile cu arc electric, pătrunderea gazelor, care dau compuși fragili (nitruri sau oxizi) sub formă de incluziuni, poate fi considerată în mare măsură eliminată. O altă sursă de gaze în baia de metal topit o constituie *oxigenul* și în special *hidrogenul* rezultat din disocierea la temperatura arcului a apei care se găsește în învelișul electrozilor; este necesar ca electrozii cu înveliș higroscopic, de tipul celui bazic, să fie uscați înainte de sudare. Prezența hidrogenului are o acțiune fragilizantă favorizînd apariția fisurilor.

În mecanismul formării fisurilor care generează ruperea fragilă, o influență deosebită o au fisurile care se produc în zona influențată termic, în porțiunea supraîncălzită. Fisurile sub cordon și fisurile de racordare (fig. 4.26) sînt influențate în mare măsură de caracteristicile metalului de adaos.

Scăderea plasticității care favorizează apariția fisurilor este pusă în evidență prin creșterea durității metalului (fig. 4.27) în porțiunea supraîncălzită. Ea este mai accentuată la oțeluri cu un conținut mai mare de elemente de aliere.

Fisurile în suduri pot fi de două tipuri: *fisuri la cald*, care se formează la temperaturi apropiate de limita inferioară de solidificare și sînt produse de constituenții ușor fuzibili ai sulfului și fosforului; *fisuri la rece*, care se formează sub temperatura de 400°C prin acțiunea mai multor factori (viteza de răcire, tensiuni remanente). Pentru anumite oțeluri printre care și oțelurile slab aliate, hidrogenul este unul din principalii factori care contribuie la fisurarea la rece.

Un alt fenomen care se manifestă în special la piese laminate de grosimi mari ($t \geqslant 30$ mm) este smulgerea (destrămarea) lamelară (lamellar tearing) și se manifestă sub forma unor fisuri în ZIT. Acestea au următoarele caracteristici:

— fisurile apar acolo unde tensiunile datorate procesului de sudare generează tensiuni în direcția grosimii piesei;

— fisurile au o propagare în trepte cu paliere în lungul fibrelor de laminare (v. § 1.4.3) și cu secțiuni de forfecare perpendiculare pe acestea (fig. 4.28);

— fisurile apar după sudare înainte de răcirea completă a piesei;

— fenomenul este periculos în special atunci cînd solicitările din exploatare se produc perpendicular pe aceste fisuri (fig. 4.29).

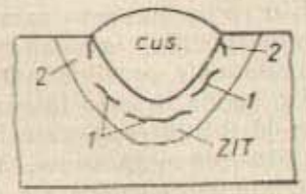



Fig. 4.26. Fisuri sub cordon *(1)* și fisuri de racordare *(2)* în zona influențată termic ZIT.

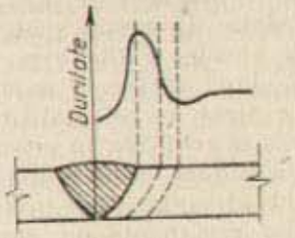



Fig. 4.27. Variația durității în ZIT.

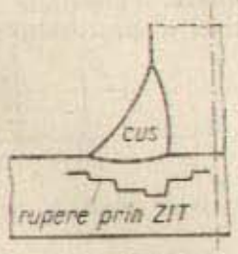



Fig. 4.28. Aspectul fisurilor generate de destrămarea lamelară (lamellar tearing).

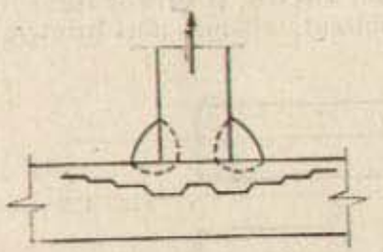


Fig. 4.29. Solicitări defavorabile în cazul smulgerii (destrămării) lamelare.

Normele [S.31] prevăd ca verificarea la smulgere lamelară să se efectueze cu rezistența de calcul $R_{tzn} = 0{,}5\ R$.

Se poate trage concluzia că fenomenul apare în piesele laminate groase atunci cînd se produc tensiuni perpendiculare pe direcția grosimii și este mai accentuat la sudarea manuală ; în cazul sudurii automate sub strat de flux sau în atmosferă de $CO_2$, intensitatea fenomenului este mai atenuată. De regulă fenomenul este mai rar întîlnit cu cît oțelul are mai puține incluziuni (sulfuri de mangan, silicați de mangan, silicați de aluminiu) în șirurile de laminare.

## 4.9. DEFORMAȚII ȘI TENSIUNI REMANENTE DIN SUDARE

### 4.9.1. TENSIUNI REMANENTE DIN SUDARE

În timpul executării cordonului de sudură, piesele se topesc în zona de depunere și se încălzesc puternic în zonele învecinate. Contracția metalului topit la solidificare și încălzirea neuniformă a metalului de bază în timpul sudării, urmată de răcire, dau naștere la deformații care produc în piese tensiuni remanente, cu valori uneori destul de mari. Deformațiile piesei se pot produce longitudinal sau transversal ; pot apare deformații de încovoiere sau de răsucire. Dacă deformațiile sînt împiedicate, tensiunile remanente care apar au valori mult mai mari decît în cazul cînd aceste deformații nu sînt împiedicate. În anumite zone ale elementelor pot apărea deformații plastice.

În cazul cînd o tablă se taie cu flacăra (sau se sudează) pe una din marginile sale, zona încălzită se dilată. Dilatarea se produce liber numai parțial deoarece zonele învecinate mai reci împiedică dilatarea liberă a materialului încălzit (fig. 4.30). După tăiere (sau sudare), la răcire, zonele care la început au fost încălzite se contractă ; deformația lor este împiedicată de zonele vecine cu temperaturi mai scăzute și ca atare, în fibrele respective apar eforturi unitare de întindere. În restul piesei apar eforturi de compresiune rezultate din acțiunea zonelor calde care se contractă. Eforturile unitare care rămîn în piesă după răcire se numesc *tensiuni remanente* sau *tensiuni reziduale*. Deoarece piesa nu este solicitată, tensiunile remanente prezintă particularitatea de a se echilibra în interiorul corpului. De regulă în zona în care a fost executată sudura, se dezvoltă eforturi unitare de întindere (notate în figuri cu semnul +), iar în zonele învecinate eforturi unitare de compresiune. Mărimea tensiunilor remanente nu depinde de caracteristicile mecanice ale oțelului. Repartizarea tensiunilor remanente este în funcție de geometria (alcătuirea) elementului, iar mărimea lor, în funcție de încălzirea piesei. Reducerea mărimii tensiunilor remanente se poate asigura prin reducerea intensității și voltajului curentului electric și prin mărirea vitezei de sudare. Tensiunile remanente pot fi obținute cît mai mici printr-un control strict al procesului tehnologic

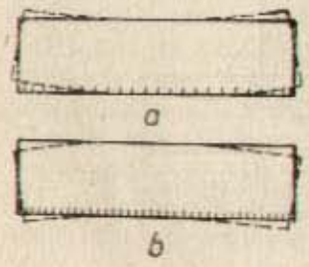



Fig. 4.30. Deformația unei piese încălzite pe margine : a — la încălzire ; b — la răcire.



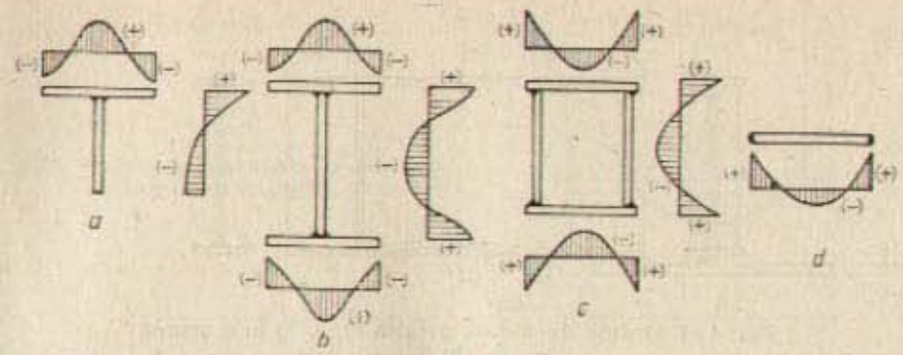



Fig. 4.31. Tensiuni remanente la unele tipuri de secțiuni sudate (*a* ... *d*).

(preîncălzire, evitarea intersecțiilor de cordoane, folosirea unei ordini de sudare care să permită anumite deplasări în timpul sudării).

În figura 4.31 sînt reprezentate tensiunile remanente la unele tipuri de secțiuni sudate.

Tensiuni remanente apar și la tăierea cu flacăra ca la platbandele decupate dintr-o tablă prin tăieri la ambele margini, caz în care tensiunile remanente au repartizarea din figura 4.31, *d*. Dacă o astfel de platbandă este folosită la realizarea tălpii unui profil T sau dublu T, se produce o compensare reciprocă a tensiunilor remanente, rezultînd în final valori mai reduse ale acestora. Tensiuni remanente se produc și în cordoanele de sudură în relief care se contractă (fig. 4.32). Acestea sînt cu atît mai mari cu cît piesele care se sudează sînt mai groase (mai rigide) și nu pot urmări deformațiile de contracție ale sudurilor ; ele pot produce fisuri în cusături. De aceea se recomandă ca grosimea cordonului depus în primul strat să aibă o anumită grosime minimă în funcție de grosimea pieselor care se sudează ($a \geqslant 0{,}3t$ la OL 37 și $a \geqslant 0{,}4\ t$ la OL 52, v. tab. 4.4). Tensiunile remanente provenite din sudare pot deveni mari și periculoase atunci cînd configurația elementelor sau așezarea cordoanelor de sudură conduce la stări de tensiune biaxiale sau triaxiale. Stări biaxiale apar cînd se întîlnesc două cusături sudate ; dacă cele două eforturi sînt de întindere, rezultă o reducere accentuată a proprietăților plastice ale metalului și o tendință spre rupere fragilă. Stări triaxiale se produc la piesele groase la care datorită încălzirii și răcirii neuniforme pe grosime, apar tensiuni perpendiculare pe suprafața pieselor. Acțiunea concentrată a eforturilor unitare triaxiale de întindere conduce de asemenea la fragilizarea oțelului.

Tensiuni remanente mari se dezvoltă și în așa-numitele piese sudate *bridate* la care legăturile cu alte piese nu permit deformarea liberă (fig. 4.33). În acest

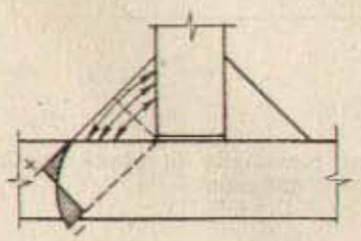


Fig. 4.32. Tensiuni remanente transversale la o sudură în relief.

Fig. 4.33. Piese metalice care nu permit dezvoltarea liberă a deformațiilor :
1 — sudură.

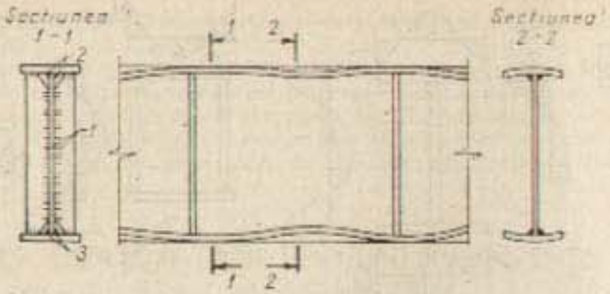



Fig. 4.34. Ordine de sudare greșită *(1, 2, 3)* la o grindă dublu T.

sens se va evita sudarea unui element de construcție compus din mai multe părți într-o ordine în care părțile sudate anterior împiedică contracțiile și deformațiile provocate de sudurile următoare. Un astfel de exemplu îl oferă grinda cu secțiune plină la care tălpile se sudează după sudarea nervurilor de rigidizare (fig. 4.34).

Ruperea fragilă în piese cu tensiuni remanente se poate produce sub acțiunea solicitărilor exterioare sau în cazul pieselor *bridate* chiar sub acțiunea proprie a acestor tensiuni ; în ultimul caz fisurile cu caracter fragil se localizează de regulă în ZIT.

Tensiunile remanente pot fi anulate dacă piesa este supusă unui tratament termic de detensionare (v. § 1.5.2). Elementele de construcție care au dimensiuni mari nu pot fi tratate termic și în consecință se iau măsuri pentru reducerea tensiunilor remanente prin asigurarea posibilităților de deformare sub acțiunea efectului termic sau de compensare a tensiunilor în timpul procesului de sudare alegînd o ordine corespunzătoare a depunerii straturilor de metal topit. Detensionări sau crearea unor stări de tensiuni remanente favorabile se pot asigura și prin procedee mecanice (v. cap. 7).

### 4.9.2. MĂRIMEA TENSIUNILOR REMANENTE

Pe baza a numeroase cercetări experimentale s-au putut stabili valori ale tensiunilor remanente care se dezvoltă în elementele tăiate cu flacără sau sudate. În cele ce urmează sînt date valorile și repartizările schematizate ale tensiunilor remanente din plăcile de oțel. În aceste diagrame s-a admis că eforturile maxime sînt plafonate la palierul de curgere, care apare în zona încălzită solicitată la întindere [7].

4.9.2.1. **Plăci tăiate cu flacără.** Tăietura pe una din margini (fig. 4.35) :

$$\bar{\sigma}_1 = \sigma_c \frac{c(2b + c)}{(b - c)^2} \; ; \quad \bar{\sigma}_c = \sigma_c \frac{c(4b - c)}{(b - c)^2}. \tag{4.1}$$

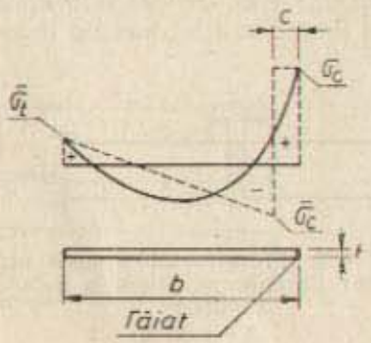



Fig. 4.35. Tensiuni remanente la placa tăiată pe o margine.



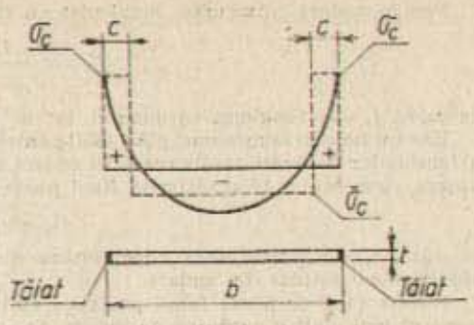



Fig. 4.36. Tensiuni remanente la placa tăiată pe două margini.

Tăietura la ambele margini (fig. 4.36).

$$\bar{\sigma}_c = \sigma_c \frac{2c}{b - 2c} \tag{4.2}$$

Lățimea $c$, în mm a zonei întinse se poate determina cu relația

$$c = \frac{1\,100\sqrt{t}}{\sigma_c}, \tag{4.3}$$

în care $t$ este în mm, iar $\sigma_c$ este limita de curgere, în N/mm².

4.9.2.2. **Plăci și profile sudate.** Repartizarea reală și schematizată a tensiunilor remanente într-o placă sudată pe o latură sau pe două laturi este ca în figura 4.36, respectiv figura 4.37. Pentru o placă sudată pe mijloc repartizarea tensiunilor remanente este arătată în figura 4.37. Valoarea tensiunilor remanente $\bar{\sigma}_t$ și $\bar{\sigma}_c$ pentru placa sudată numai pe o latură se determină cu relația (4.1), iar pentru placa sudată pe două laturi cu cordoane de sudură de aceeași mărime sau pentru placa sudată pe mijloc, cu relația (4.2).

Lățimea $c$, în mm a zonei întinse pentru o sudură continuă rezultată dintr-o singură trecere este :

$$c = \frac{12\,000\ p \cdot A_s}{\sigma_c \Sigma t}, \tag{4.4}$$

în care :

$p$ este un coeficient în funcție de tipul sudurii (vezi tab. 4.5) ;
$A_s$ — suprafața secțiunii transversale a sudurii, în mm² ;
$\Sigma t$ — suma grosimilor plăcilor care se întîlnesc în sudură, în mm ;
$\sigma_c$ — limita de curgere a plăcii, în N/mm².

*Tabelul 4.5*

| Tipul sudurii | Arc înecat | Sîrmă cu inimă de flux în atmosferă de $CO_2$ | Manual | TIG, WIG | MIG | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | | cu transfer cu picături fine | cu transfer prin scurtcircuit |
| P | 0,90 | 0,85 | 0,80 | 0,75 | 0,62 | 0,42 |

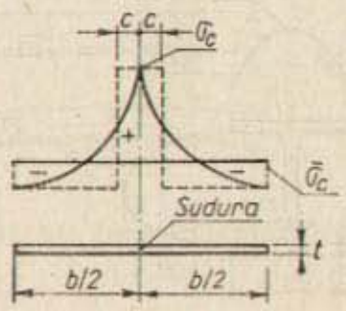



Fig. 4.37. Tensiuni remanente la placa sudată pe mijloc.

Pentru sudura întreruptă, $c$ calculat cu relația (4.4) devine:

$$c' = c\frac{l_s}{l_s + m} \quad [\text{mm}] \tag{4.5}$$

în care: $l_s$ este lungimea cordonului, iar $m$ — distanța nesudată dintre două cordoane.

Efectul sudurii asupra unei plăci tăiate anterior cu flacăra nu rezultă ca o însumare algebrică a tensiunilor deoarece încălzirea prin sudare are rolul unui tratament termic de detensionare asupra elementului tăiat. Efectul final poate fi stabilit cu relația

$$c_{t_r}^t = c_t^t + c_s^t, \tag{4.6}$$

în care $c_t$ este dimensiunea zonei întinse din tăiere (fig. 4.35 și fig. 4.36), iar $c_s$ — dimensiunea zonei întinse din sudare.

Relația (4.6) se poate folosi pentru a stabili lățimea zonei întinse produsă de suprapunerea mai multor cordoane de sudură de aceeași dimensiune. Dacă pentru un cordon depus lățimea este $c$, pentru $n$ suduri suprapuse lățimea totală va fi:

$$c_s = c \cdot \sqrt[4]{n}. \tag{4.7}$$

În cazul sudurii longitudinale a unei tălpi de inimă, dacă cele două suduri se execută simultan se poate aplica relația (4.4) în care $A_s$ este suma ariilor celor două suduri. Când cordoanele se aplică consecutiv, relația devine:

$$c_s = \sqrt[4]{2} \cdot c \simeq 1{,}2c,$$

în care $c$ este lățimea pentru un singur cordon.

Dacă cele două cusături se aplică la o distanță mai mare decît $2c$, atunci nu apare efectul de interacțiune și ele se pot trata separat. Pentru situații intermediare se dă valoarea $c_s$ în funcție de distanța $d$ dintre cordoane:

$$c_s = c + 0{,}5d; \quad d \leqslant 2c. \tag{4.8}$$

Valorile susmenționate sînt valabile pentru grosimi de plăci relativ mici la care s-a considerat că tensiunile remanente nu variază în grosimea plăcii. Pentru plăci mai groase de 25 mm, apare o neuniformitate a tensiunilor pe grosimea plăcii însoțită de reducerea mărimii lor. Se poate considera ca atare că relațiile de calcul (4.1)...(4.8) dau valori acoperitoare pentru plăci groase.

De asemenea se poate admite pentru scopurile proiectării că tensiunile remanente produse de diferite acțiuni (tăiere, sudare, laminare) se pot însuma algebric.

4.9.2.3. **Profile laminate la cald.** Mărimea și distribuția tensiunilor remanente apărute la răcirea după laminare depind de forma și mărimea secțiunii și nu depind de limita de curgere a oțelului. Pentru profile dublu T laminate cu tălpi late repartizarea tensiunilor poate fi asimilată cu o parabolă (fig. 4.38).

Valoarea tensiunilor remanente pentru profile medii la care nu se depășește limita de curgere este:

$$\begin{aligned}
\bar{\sigma}_{r1} &= 165\left[1 - \frac{ht_s}{2{,}4bt}\right] \cdot \left[\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}\right] \\
\bar{\sigma}_{r2} &= 100\left[1{,}5 - \frac{ht_s}{2{,}4bt}\right] \cdot \left[\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}\right] \\
\bar{\sigma}_t &= 100\left[0{,}7 + \frac{ht_s}{2bt}\right] \cdot \left[\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}\right]
\end{aligned} \tag{4.9}$$

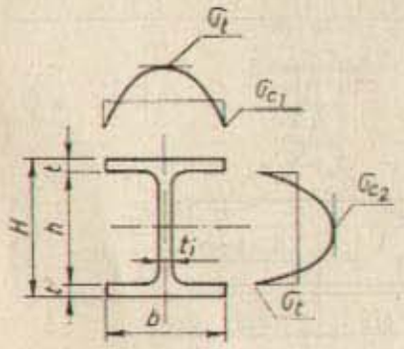



Fig. 4.38. Tensiuni remanente pentru profile dublu T laminate cu tălpi late.



Valoarea tensiunii remanente de compresiune la extremitatea tălpii se poate calcula și cu relațiile (4.10)...(4.12) valabile și pe palierul de curgere:

— Profile ușoare: $\bar{\sigma}_{r1} = 180\dfrac{bt_s}{Ht} - 53.\left[\dfrac{\text{N}}{\text{mm}^2}\right]$ (4.10)

— Profile medii: $\bar{\sigma}_{r1} = 290\dfrac{bt_s}{Ht} - 58.\left[\dfrac{\text{N}}{\text{mm}^2}\right]$ (4.11)

— Profile grele: $\bar{\sigma}_{r1} = 456\dfrac{bt_s}{Ht} - 23.\left[\dfrac{\text{N}}{\text{mm}^2}\right]$ (4.12)

În relațiile de mai sus $b$, $t_s$, $b$, $t$, $H$ au semnificația din figura 4.38.

4.9.2.4. **Efectul îndreptării la rece.** Prin îndreptarea (deformarea) la rece a unor elemente metalice deformate prin sudură sau răcire după laminare apare o modificare a repartizării tensiunilor remanente și o reducere a acestora.

## 4.9.3. DEFORMAȚII PRODUSE LA SUDARE

La sudurile în adîncime se produce o deformare (scurtare) longitudinală și o deformație unghiulară datorită grosimii diferite a metalului depus. La sudurile în X deformațiile sînt mai reduse decît la sudurile în V (fig. 4.39).

La sudurile în relief contracția este mai accentuată în zona de la suprafața cordonului (cu metal topit în cantitate mai mare) și ca atare se produc deformații unghiulare ale pieselor (fig. 4.40).

Piesele cu secțiune nesimetrică, datorită contracției cordonului de sudură se deformează prin încovoiere (fig. 4.41).

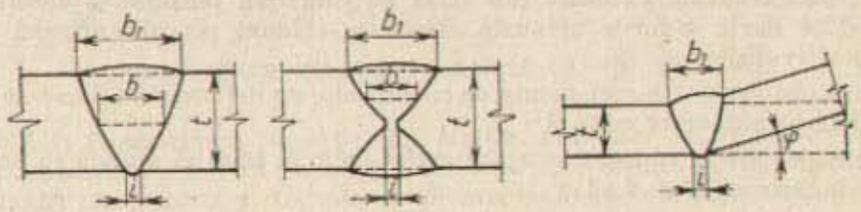



Fig. 4.39. Contracția transversală și unghiulară a sudurilor în adîncime.

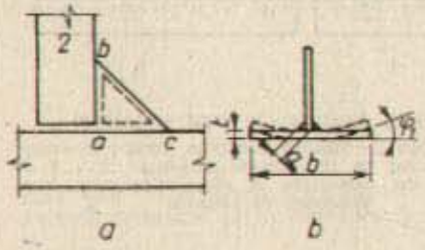



Fig. 4.40. Deformații provocate de suduri în relief:
a — deformarea sudurii; b — deformarea piesei.

Fig. 4.41. Încovoiere datorită sudurii.

Valorile aproximative ale contracțiilor la diferite tipuri de sudură sînt date în tabelul 4.6.

*Tabelul 4.6*

| Nr. crt. | Tipul de sudură | Valoarea aproximativă a deformației din sudură | Notații |
|---|---|---|---|
| 1 | figura 4.39 | $\operatorname{tg}\varphi = 0{,}20\,\frac{b_1 + i}{t}$ | $\varphi$ — contracția unghiulară<br>$b_1 ; t ; i$ — conform figurii 4.39 |
| 2 | figura 4.40, *b* | $\operatorname{tg}\varphi_1 = \frac{a}{15t}$ | $\varphi_1$ — deformația unghiulară<br>$a ; t$ — conform figurii 4.40, *b* |
| 3 | figura 4.41 | $f = \frac{a^2 l^2 c}{100 I_x}$ | $f$ — săgeată remanentă din sudare<br>$I_x$ — momentul de inerție al secțiunii<br>$a ; l ; c$ — conform figurii 4.41 |

### 4.9.4. MĂSURI PENTRU REDUCEREA DEFORMAȚIILOR

Deformațiile pot fi reduse substanțial dacă piesele sînt fixate, împiedicîndu-se deformarea lor liberă. În acest caz în suduri și în zonele învecinate din metalul de bază, se dezvoltă la răcire tensiuni remanente importante, care în unele cazuri nu pot fi admise.

Mai eficientă este aplicarea unei tehnologii de sudare care să ducă la o echilibrare și compensare reciprocă a deformațiilor (fig. 4.42) sudînd alternativ pe o parte și alta a pieselor, sau realizînd cordoane simetrice. La suduri lungi, executate manual, se aplică o tehnologie de sudare cu cusături scurte executate conform figurii 4.43.

Sudurile executate automat sub strat de flux dau tensiuni și deformații mai reduse decît sudurile manuale, deoarece căldura se concentrează pe o zonă mai redusă.

Pentru obținerea unor elemente de construcție cu deformații reduse se mai pot aplica următoarele măsuri :

— piesele care se sudează se așază astfel încît în final să ajungă în poziția cerută în proiect (fig. 4.44) ;

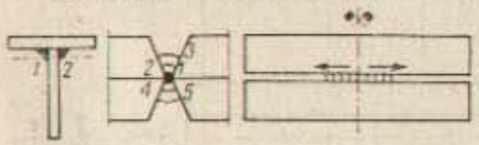



Fig. 4.42. Echilibrarea și compensarea deformațiilor :
*1 ... 5* — ordinea depunerii cordoanelor.

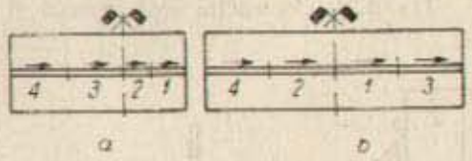



Fig. 4.43. Sudarea în pași și salturi :
*a* — cordon de sudură dintr-un strat ; *b* — cordon realizat în mai multe straturi ; *1 ... 4* — ordinea de executare a straturilor sau cordoanelor de sudură.

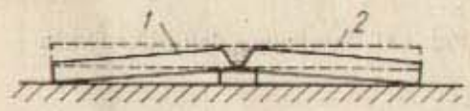



Fig. 4.44. Așezarea corectă a pieselor ce urmează să fie sudate :
*1* — înainte de sudare ; *2* — după sudare.



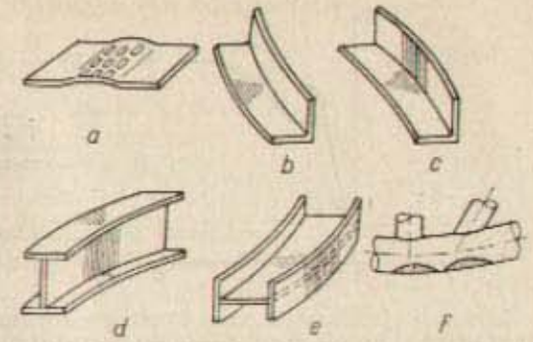



Fig. 4.45. Exemple de îndreptare prin încălzire a pieselor deformate :
*a* — tablă deformată ; *b* și *c* — corniere deformate ; *d* și *e* — profile dublu T deformate ; *f* — ramificații de țevi deformate.

— se dă pieselor care se sudează o deformație plastică la rece, de sens contrar și de același ordin de mărime cu cea pe care o primește la sudare ; aceasta se poate stabili prin relațiile din tabelul 4.6 și se verifică în prealabil pe un element de probă ;

— se încălzește piesa deformată în mod corespunzător astfel încît după răcire să revină la poziția dorită ; operația trebuie aplicată astfel încît să nu producă modificări defavorabile ale structurii cristaline a oțelului în zone puternic solicitate (fig. 4.45).

În anumite cazuri, dacă ecruisarea nu este periculoasă pentru comportarea elementului în exploatare se poate aplica și îndreptarea la rece.

Pentru elementele importante de construcții metalice se întocmește de regulă o tehnologie de sudare, care în afară de materialele și utilajele folosite, precizează și ordinea de executare a sudurilor, în scopul reducerii deformațiilor și a tensiunilor remanente.

## 4.10. COMPORTAREA ȘI CALCULUL ÎMBINĂRILOR SUDATE

### 4.10.1. ÎMBINĂRI CU SUDURĂ CAP LA CAP (ÎN ADÎNCIME)

4.10.1.1. **Comportarea la solicitări statice.** Sudurile în adîncime la elemente așezate cap la cap reprezintă cea mai bună formă de îmbinare. Dacă sudura nu are defecte și îngroșarea (bombamentul) este înlăturată prin prelucrare, transmiterea eforturilor unitare nu suferă teoretic, nici o perturbare ; cînd sudura prezintă o îngroșare, distribuția teoretică a eforturilor normale care acționează perpendicular pe cusătură, arată o creștere corespunzînd unui coeficient de concentrare $\alpha_k$ (fig. 4.46). Cu cît îngroșarea cusăturii este

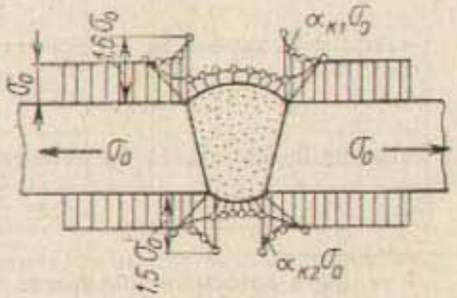



Fig. 4.46. Diagrama distribuției eforturilor unitare normale pe o cusătură în adîncime.

Fig. 4.47. Diagrama $\sigma - \varepsilon$ :
1 — metal de bază ; 2 — metal depus.

mai mică şi cu cît racordarea cu metalul de bază este mai lină, cu atît valoarea coeficientului $\alpha_\varepsilon$ este mai mică. Concentrări de eforturi se obţin şi în cazul unor defecte (goluri) în interiorul sudurii, sau al unor nepătrunderi la rădăcină.

Metalul depus păstrează proprietăţi plastice distincte, dar limita de curgere este mai apropiată de rezistenţa la rupere, iar palierul de curgere are o lungime mai redusă (fig. 4.47).

Datorită elementelor de aliere metalul depus prezintă caracteristici mecanice, inclusiv de tenacitate, deosebit de bune. De regulă metalul depus rezultat din sudarea cu electrozi corespunzători oţelului Ol. 37 prezintă o rezistenţă la rupere şi limita de curgere sensibil superioare metalului de bază. În cazul electrozilor folosiţi pentru oţelul slab aliat de marca OL 52 sau OCS rezistenţa la rupere a materialului depus este practic la acelaşi nivel sau depăşeşte cu puţin pe cea a metalului de bază. În orice caz limita de curgere a metalului depus este totdeauna superioară celei a metalului de bază, mergînd de la 50% pentru oţelul OL 37 pînă la 15—20% la oţelurile slab aliate.

Metalul depus în condiţii normale de sudare păstrează o tenacitate ridicată ; ca atare comportarea în ansamblu a sudurii este plastică, efectul anumitor concentrări de eforturi fiind anihilat în domeniul plastic, prin redistribuirea tensiunilor în secţiunea sudurii. Această redistribuire nu mai este posibilă cînd metalul depus sau metalul de bază în zona influenţată termic devine fragil şi cînd defectele de tipul fisurilor sînt de natură să creeze puncte de amorsare a ruperii fragile.

4.10.1.2. **Calculul la solicitări statice***. În condiţiile metalului depus care are caracteristicile mecanice $\sigma_c$, $\sigma_r$ cel puţin egale cu ale metalului de bază, verificarea sudurilor în adîncime (cu neglijarea îngroşării şi a concentratorilor de tensiune aferenţi) este aceeaşi ca în secţiunea imediat vecină din metalul de bază. Relaţiile de verificare a sudurilor sînt următoarele :

— sudurile perpendiculare pe direcţia solicitării de întindere sau compresiune, cînd rezultanta solicitărilor exterioare trece prin centrul de greutate al prinderii :

$$\sigma = \frac{N}{a \cdot l_s} \leqslant R^s ; \qquad (4.13)$$

— sudurile supuse la forfecare :

$$\tau = \frac{T}{a \cdot l_s} \leqslant R_f^s ; \qquad (4.14)$$

— sudurile supuse la încovoiere :

$$\sigma = \frac{M}{I_s} \cdot y \leqslant R^s ; \qquad (4.15)$$

* Se aplică îmbinărilor din figurile 4.19 şi 4.20



— sudurile supuse la încovoiere şi întindere sau compresiune :

$$\sigma = \frac{N}{a \cdot l_s} \pm \frac{M}{I_s} \cdot y \leqslant R^s ; \qquad (4.16)$$

— sudurile supuse la eforturi $\sigma$ şi $\tau$ :

$$\sigma_{ec} = \sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2} \leqslant R. \qquad (4.17)$$

în care :

$R$ este rezistenţa de calcul a materialului de bază ;
$a$ — grosimea piesei celei mai subţiri dintre piesele care se sudează cap la cap ;
$l_s$ — lungimea de calcul a cordonului de sudură care se verifică, definită cu relaţia (4.1) ;
$I_s$ — momentul de inerţie al cordonului de sudură ;
$y$ — distanţa din centrul de greutate al prinderii pînă la punctul care se verifică.

Rezistenţele de calcul $R^s$ ; $R_f^s$ sînt date în tabelul 4.7.

*Tabelul 4.7*

| Tipul îmbinării | Solicitarea | Simbol | Coeficient $\gamma$ (aplicat faţă de $R$) | Rezistenţe de calcul, în N/mm² pentru suduri la elemente din oţel mărca : OL 33 | OL 37 RCA 37 | OL 45 | OL 44 OCS 44 | OL 52 OCS 52 RCB 52 | OLS 55 | OCS 58 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Cap la cap | Compresiune | $R_c^s$ | 1,0 | 200 | 210 | 230 | 250 | 300 | 340 | 370 |
| | Întindere a) Suduri executate automat ; suduri executate semiautomat şi de mînă, controlate prin mijloace fizice ; | $R_t^s$ | 1,0 | | 210 | 230 | 250 | 300 | 340 | 370 |
| | b) suduri executate semiautomat sau manual | $R_t^s$ | 0,8 | 160 | 170 | 180 | 200 | 240 | 280 | 300 |
| | Forfecare | $R_f^s$ | 0,6 | 120 | 130 | 140 | 150 | 180 | 210 | 220 |
| De colţ | Forfecare | $R_f^s$ | 0,7 | 140 | 150 | 160 | 170 | 210 | 240 | 260 |
| Rezistenţe de calcul pentru profile şi table laminate cu grosimea $t \leqslant 16$ mm | | | | | | | | | | |
| Cap la cap | Compresiune | $R_c^s$ | 1,0 | 210 | 220 | 240 | 260 | 315 | 360 | 390 |
| | Întindere a) Suduri executate automat ; suduri executate semiautomat şi de mînă, controlate prin mijloace fizice | $R_t^s$ | 1,0 | 210 | 220 | 240 | 260 | 315 | 360 | 390 |
| | b) Suduri executate semiautomat sau manual | $R_t^s$ | 0,8 | 170 | 175 | 190 | 210 | 250 | 290 | 310 |
| | Forfecare | $R_f^s$ | 0,6 | 125 | 130 | 145 | 155 | 190 | 215 | 235 |

*OBSERVAŢIE :* — Pentru cordoanele de sudură cap la cap care nu au rădăcină resudată valorile rezistenţelor de calcul din tabel se multiplică prin 0,7

4.10.2.1. **Comportarea la solicitări statice.** Comportarea îmbinărilor cu suduri în relief diferă după modul cum este realizată îmbinarea și după natura solicitării. În raport cu poziția față de direcția efortului care trece prin centrul de greutate al îmbinării, cusăturile (cordoanele) sînt de trei tipuri: laterale, frontale și combinate (fig. 4.48).

Comportarea diferitelor tipuri de îmbinări a fost pusă în evidență prin lucrări experimentale [14], [15], [95], ultima fiind efectuată în cadrul Institutului de Construcții București.

*Sudurile laterale* din îmbinări supuse la forțe axiale sînt solicitate la forfecare. Dacă eforturile unitare în cordoanele de sudură nu depășesc limita de proporționalitate a metalului depus, repartizarea eforturilor unitare tangențiale în lungul cordoanelor de sudură este neuniformă, ele fiind mai mari către extremități (fig. 4.49). Neuniformitatea este cu atît mai accentuată cu cît raportul dintre lungimea și grosimea cusăturii crește. În domeniul plastic, deformațiile cresc și eforturile unitare tind să se uniformizeze.

Ruperea se produce după dezvoltarea unor importante deformații plastice, printr-un plan care trece aproximativ în planul bisector al fețelor platbandelor (fig. 4.50 și 4.51). Deformațiile plastice sînt marcate pe figur. prin devierea liniilor drepte de pe suprafața sudurilor.

*Sudurile frontale* ale pieselor suprapuse se comportă diferit după natura solicitărilor care acționează în platbande. Dacă efortul este de întindere, ruperea se produce după planuri înclinate, prin metalul depus care capătă însă deformații plastice de ansamblu mai mici decît ale sudurilor laterale (fig. 4.52, *a*). Asemănător cedează și cusăturile îmbinărilor în T supuse la întindere (fig. 4.52, *b*).

Cînd efortul este de compresiune, înainte de rupere se produc deformații plastice importante și o refulare a cordonului de sudură. Ruperea se produce într-un plan paralel cu solicitarea, prin metalul depus sau prin metalul de bază (fig. 4.53).

Capacitatea portantă raportată la secțiunea de sudură a cordoanelor frontale comprimate la piese suprapuse este în general mai mică decît a celor supuse la întindere ; aceasta s-ar putea explica prin efectul de „clește" al platbandelor laterale sub efectul efortului de întindere, în timp ce la piesele comprimate există o tendință de depărtare a acestora. Cordoanele frontale prezintă însă rezistențe mai mari decît cele laterale.

Starea de solicitare elastică într-o sudură frontală este complexă. Datorită devierii liniilor de eforturi, la rădăcina sudurii se produce o concentrare accentuată de tensiuni (fig. 4.54). În domeniul plastic are loc o redistribuire și uniformizare a tensiunilor.

Sudurile combinate (laterale și frontale) supuse la întindere se rup după planuri înclinate prin metalul depus. Ruperea cusăturilor combinate supuse la compresiune se produce cu deformații plastice de ansamblu importante (fig. 4.55).

4.10.2.2. **Calculul îmbinărilor la solicitări statice.** Tensiunile care se dezvoltă în sudurile în relief sînt complexe, datorită modului în care se transmite efortul de la o piesă la alta. Formulele bazate pe experimentări reprezintă anumite scheme simplificate și pot fi considerate satisfăcătoare în măsura în care corespund capacității portante reale.



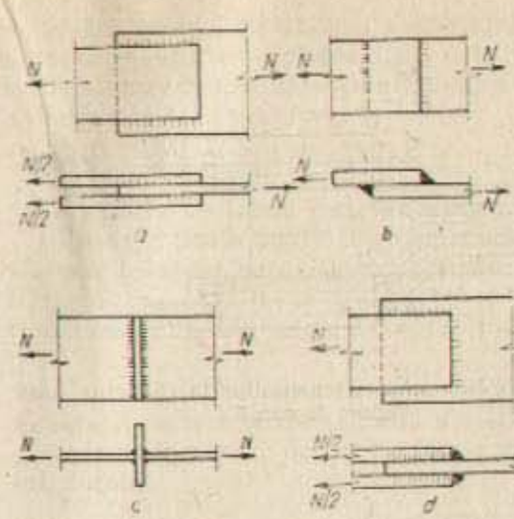



Fig. 4.48. Tipuri de cordoane de sudură :
*a* — laterale ; *b* și *c* — frontale ; *d* — combinate.

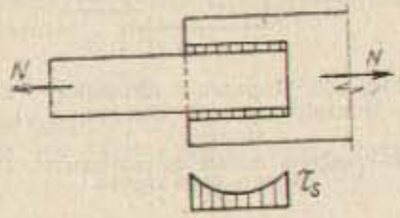



Fig. 4.49. Variația eforturilor unitare de forfecare.

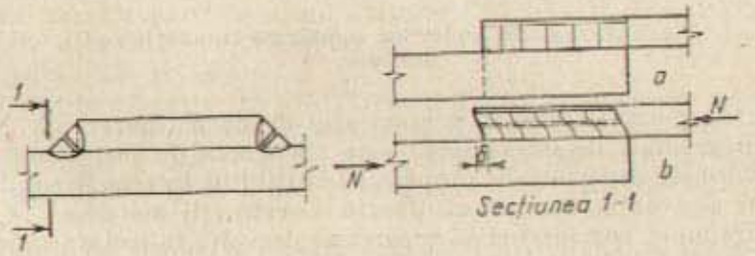



Fig. 4.50. Ruperea pieselor cu cordoane laterale :
*a* — cusătură înainte de solicitare ; *b* — cusătură după rupere.

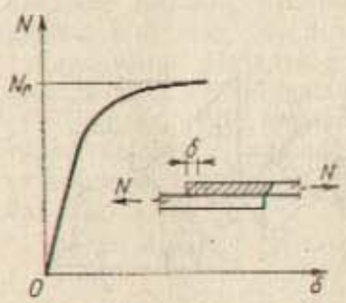



Fig 4.51. Diagrama $N-\delta$ la o piesă cu cusături laterale.

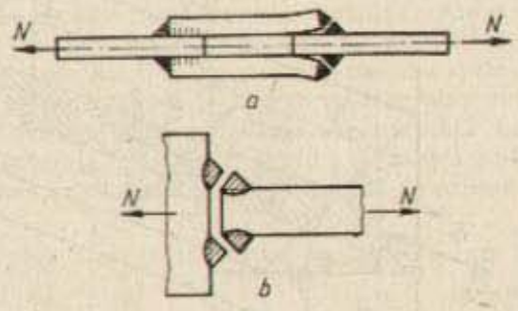



Fig. 4.52. Ruperea cordoanelor frontale supuse la întindere :
*a* — la piese suprapuse ; *b* — la îmbinări în T.

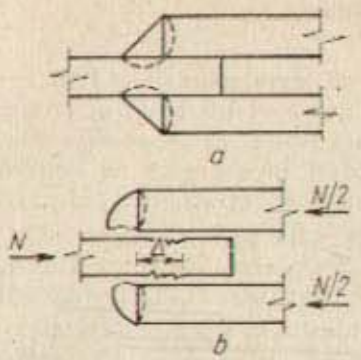



Fig. 4.53. Ruperea cordoanelor frontale supuse la compresiune :
a — cusătura înainte de solicitare;
b — cusătura după rupere.

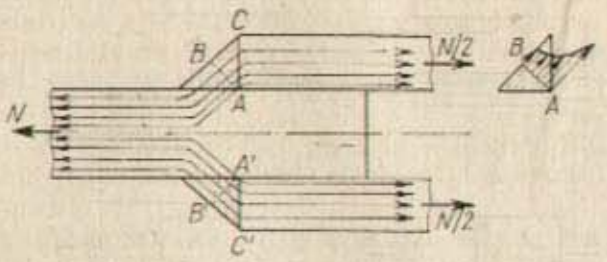



Fig. 4.54. Concentrarea tensiunilor la rădăcina unei suduri frontale.

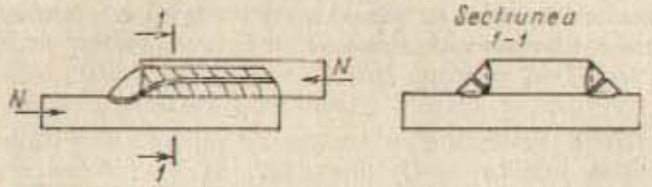



Fig. 4.55. Ruperea sudurilor combinate supuse la compresiune.

Relațiile de calcul folosite în prezent sînt de două tipuri :

— relații generale de interacțiune care țin seama de starea complexă de solicitare (formule de tipul celei propuse de Institutul Internațional de Sudură — I.I.S. și Convenția Europeană pentru Construcții metalice — CECM);

— relații simple, considerînd că ruperea se dezvoltă în secțiunea de grosime minimă datorită solicitării de forfecare.

*Relațiile generale de interacțiune* pornesc de la starea de eforturi dedusă simplificat conform figurii 4.56. Pe secțiunea cordonului de sudură $a$ rabătută

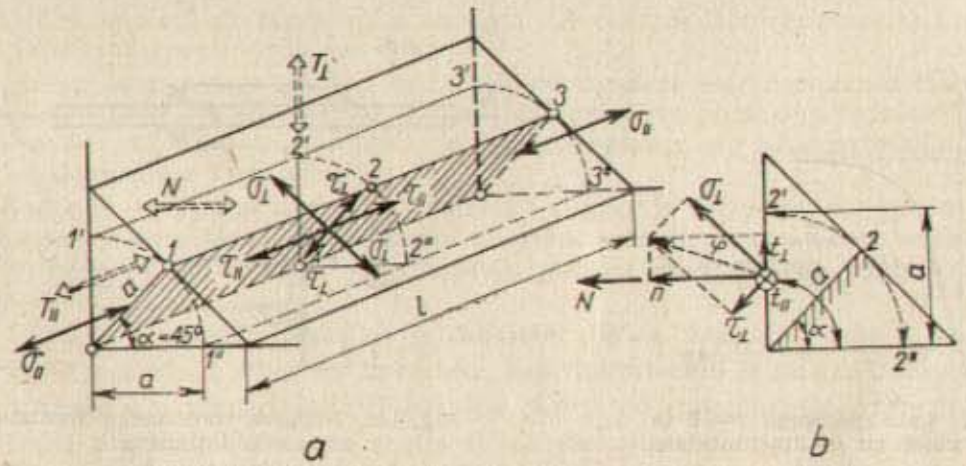



Fig. 4.56. Solicitarea sudurilor în relief conform normelor I.I.S.



pe planul normal de acțiune a efortului se obțin printr-o relație de proiecție și moment, eforturi unitare $n$, $t_\perp$ și $t_\parallel$ (perpendicular pe planul figurii). Eforturile unitare în planul secțiunii minime a sudurii se obțin proiectînd eforturile unitare $n$ și $t_\perp$. Se obține :

$$\sigma_\perp = n \sin\alpha + t_\perp \cos\alpha\,; \quad \tau_\perp = n\cos\alpha - t_\perp \sin\alpha\,; \quad \tau_\parallel = t_\parallel. \tag{4.18}$$

La sudura cu laturi (catete) egale $\alpha = 45°$, $\sin\alpha = \cos\alpha = 1$.

În sudură poate apare și un efort normal longitudinal $\sigma_\parallel$. Datorită acestei stări de tensiune capacitatea portantă a sudurii va fi o funcție a celor patru termeni : $\tau_\perp$, $\sigma_\perp$, $\tau_\parallel$ și $\sigma_\parallel$ ; efectul efortului unitar $\sigma_\parallel$ poate fi neglijat și în consecință expresia poate fi reprezentată în forma :

$$f(\sigma_\perp,\ \tau_\perp,\ \tau_\parallel) = R_c, \tag{4.19}$$

în care $R_c$ este rezistența limită a metalului de bază.

Formula generală de interacțiune, acceptată de diferite norme, este dată sub forma :

$$\sigma_{ec} = \beta\sqrt{\sigma_\perp^2 + \lambda(\tau_\perp^2 + \tau_\parallel^2)} \leqslant R_c. \tag{4.20}$$

Coeficientul $\lambda$ diferențiază comportarea sudurii sub aspectul modului de solicitare a îmbinării și are valori cuprinse între 1,8 și 3,0. Formule mai recente admit ca valoare acoperitoare $\lambda = 3{,}0$. Coeficientul $\beta$ ține seama de raportul dintre rezistențele la rupere ale metalului depus și ale metalului de bază. Dacă acest raport, în cazul oțelului OL52 este practic 1,0, pentru îmbinări din oțel OL37 (și electrozi de fabricație curentă) ajunge la valori cuprinse între 1,20 și 1,40.

CECM în documentul IX-75-1E (caietul 16) propune în relația (4.20) valorile $\lambda = 3$, iar $\beta$ diferențiat în funcție de limita de curgere a oțelului : $\beta = 0{,}7$ pentru $\sigma_c \leqslant 240$ N/mm² ; $\beta = 0{,}8$ pentru $240 < \sigma_c \leqslant 280$ N/mm² ; $\beta = 0{,}85$ pentru $280 < \sigma_c \leqslant 340$ N/mm², iar $\beta = 1$ pentru $340 < \sigma_c \leqslant 400$ N/mm².

Pentru cazurile simple, la solicitări din forțe care trec prin centrul de greutate al cordoanelor, este posibil să se determine capacitatea portantă pe baza relației :

$$N_{lim} = k \cdot R_c \cdot \Sigma A_s, \tag{4.21}$$

în care $k$ este un coeficient care depinde de tipul sudurii, iar pentru cordoanele combinate depinde și de raportul între ariile cordoanelor frontale și ale cordoanelor laterale, deoarece rezistența cusăturilor frontale rezultă experimental mai mare decît rezistența sudurilor laterale de aceeași suprafață.

Capacitatea portantă a cordoanelor combinate se poate determina experimental exact, ținînd seama de conlucrarea dintre ele și de deformațiile plastice care permit unele redistribuiri de eforturi. Cusăturile frontale prezintă la rupere deformații mai mici decît cele laterale, ceea ce se explică și prin faptul că lungimea materialului depus, pe direcția efortului, este mai mică în primul caz (fig. 4.57).

Efortul total $N$ pe care-l poate prelua sudura în stadiul de rupere este :

$$N = N_f + N_l' \tag{4.22}$$

în care $N_l'$ este efortul în stadiul de deformație plastică al cordoanelor laterale corespunzător deformației la rupere a cordonului frontal, iar $N_f$ — capacitatea portantă a sudurii frontale la rupere.

Pentru a evita ruperea prematură și pentru realizarea unei bune conlucrări, este necesar ca grosimea cordoanelor frontale să nu fie prea mică în raport cu a celor laterale.

Capacitatea portantă a sudurilor în relief supuse la un moment încovoietor normal pe planul prinderii, se poate de asemenea calcula ținînd seama de proprietățile plastice ale metalului depus, admițînd o diagramă birectangulară de repartizare a eforturilor unitare (fig. 4.58, *a*).

În general formulele de calcul nu țin seama de pătrunderea la rădăcină. În cazul cînd această pătrundere este mare, ea contribuie la mărirea capacității portante a îmbinării și este indicat să fie considerată la stabilirea grosimii de calcul (fig. 4.59). Se constată că pătrunderea fiind realizată la depunerea primului strat, influența ei este mai redusă la sudurile groase, realizate din mai multe straturi.

*Relațiile simple* (STAS 10108/0-78) prevăd o verificare a sudurilor pe baza unor formule simplificate, considerînd că în toate cazurile ruperea se produce

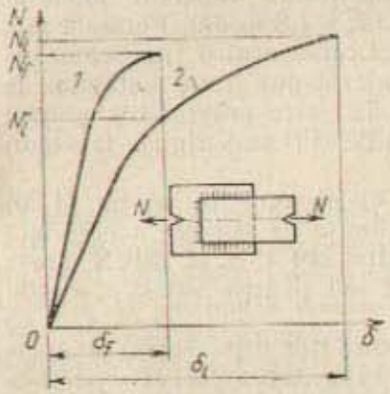



Fig. 4.57. Conlucrarea cordoanelor laterale cu cele frontale la o sudură combinată :
*1* — frontal ; *2* — lateral.

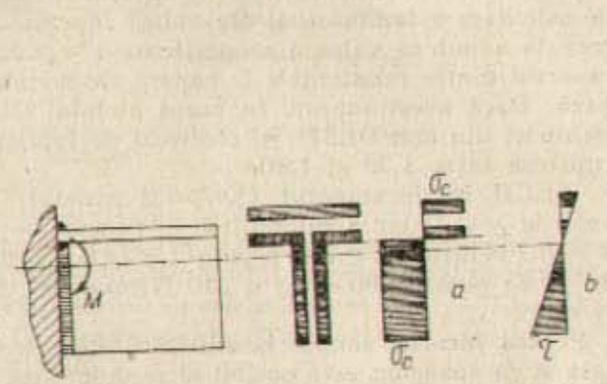



Fig. 4.58. Sudură în relief supusă la un moment încovoietor normal pe planul prinderii :
*a* — determinarea capacității portante limită ; *b* — verificarea conform prevederilor STAS 10108/0-78.

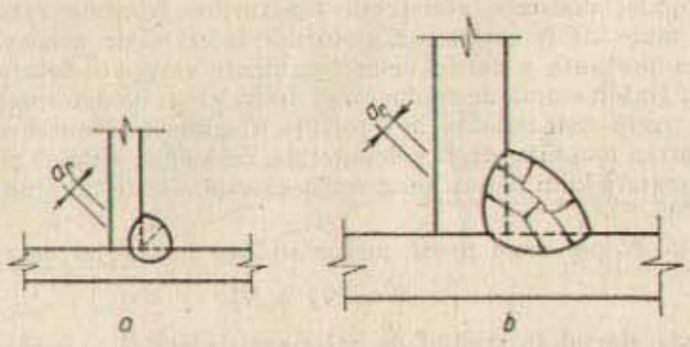



Fig. 4.59. Pătrunderea la rădăcină a sudurii :
*a* — sudură dintr-un strat ; *b* — sudură realizată din mai multe straturi.



în planul de grosime minimă *a* și că în acest plan se dezvoltă eforturi unitare de forfecare. Rezistența de calcul se ia :

$$R_f' = \gamma \cdot R, \tag{4.23}$$

în care $R$ reprezintă rezistența de calcul a metalului de bază, iar $\gamma = 0{,}7$ (v. tab. 4.7).

Îmbinările realizate cu sudură în relief, supuse la diferite solicitări conform standardului menționat, se verifică cu relațiile :

— sudurile supuse la compresiune, întindere sau la o forță tăietoare acționînd în centrul de greutate al îmbinării :

$$\tau = \frac{N}{\Sigma a \cdot l_s} \leqslant R_f^s ; \tag{4.24}$$

— sudurile supuse la încovoiere în plan normal pe planul cordoanelor de sudură (fig. 4.58, *b*) :

$$\tau = \frac{M}{I_s} y \leqslant R_f^s ; \tag{4.25}$$

— sudurile supuse la încovoiere în planul cordoanelor de sudură (fig. 4.60) :

$$\tau = \frac{M}{I_x + I_y} \cdot d_{max} \leqslant R_f^s. \tag{4.26}$$

Sudurile supuse la forfecare pe mai multe direcții se verifică la rezultanta eforturilor unitare din punctul în care se face verificarea (fig. 4.61) :

$$\tau \leqslant R_f^s. \tag{4.27}$$

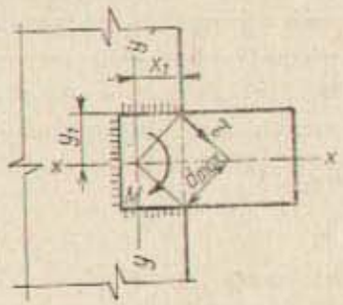



Fig. 4.60. Sudură supusă la încovoiere în planul cordoanelor.

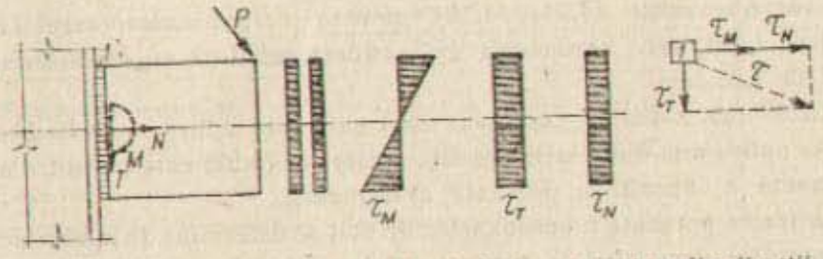



Fig. 4.61. Sudură în relief supusă la forfecare pe mai multe direcții.

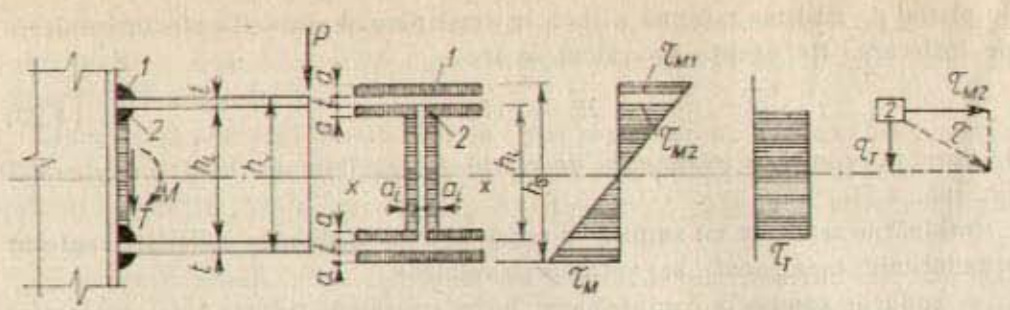


Fig. 4.62. Sudură în relief supusă la un moment și forță tăietoare.

În relațiile de mai sus :

$a$ este grosimea de calcul a cordoanelor de sudură ;
$l_s$ — lungimea de calcul a sudurii (conf. § 4.7.1) ;
$\sum al_s$ — aria secțiunii cordoanelor de sudură solicitate ;
$I_x$ — momentul de inerție al secțiunii de calcul a cordoanelor în raport cu axa neutră a prinderii ;
$I_x$, $I_y$ — momentele de inerție ale cordoanelor în raport cu axa $x-x$, respectiv $y-y$.

În cazul unei prinderi sudate supusă la moment încovoietor și la forță tăietoare, aceasta din urmă se consideră practic preluată numai de cusăturile paralele cu forța (fig. 4.62). Verificările se efectuează în punctele *1* și *2* (de pe talpă și inimă) cu relațiile :

$$\tau_{M1} = \frac{M}{I_x}\frac{h_s}{2} \leqslant R_f^s \tag{4.28}$$

$$\tau_T = \frac{T}{2h_i a_i} \leqslant R_f^s \tag{4.29}$$

și

$$\tau = \sqrt{(\tau_{M2})^2 + (\tau_T)^2} \leqslant R_f^s \tag{4.30}$$

unde

$$\tau_{M2} = \frac{M}{I_x}\cdot\frac{h_i}{2},$$

iar $I_x$ reprezintă momentul de inerție al cordoanelor de sudură față de axa $x-x$.

În toate cazurile (4.24...4.30), pentru determinarea caracteristicilor de calcul $I_x$, $A_s$ etc., cordoanele se consideră rabătute cu dimensiunea $a$ pe planul de prindere.

În cazul unor solicitări complexe cînd nu se pot aplica relațiile de mai sus se poate aplica una din relațiile (4.20), (4.21) sau (4.22) care permit o evaluare mai exactă a capacității portante a îmbinării.

Capacitatea portantă a cordoanelor de colț se determină în mod practic prin experimentări duse pînă la ruperea cordonului sau a metalului de bază



în zona de legătură cu metalul depus. În acest sens în normele din U.R.S.S. [S.31] se prevede o dublă verificare raportată la rezistențele de rupere ale metalului depus și respectiv ale metalului de bază (tab. 4.8).

*Tabelul 4.8*

| |
|---|
| Prin metalul depus $R_s = 0{,}55\dfrac{R_{rs}}{\gamma_{ms}}$ |
| Prin metalul de bază $R_s = 0{,}45\ R_{rb}$ |
| Notă: $R_{rs}$ și $R_{rb}$ sînt rezistențele la rupere respective:<br>$\gamma_{ms} = 1{,}25$ pentru $\sigma_{rs} \leqslant 500$ N/mm²<br>$\gamma_{ms} = 1{,}35$ pentru $\sigma_{rs} \geqslant 600$ N/mm² |

### 4.10.3. ÎMBINĂRI SUDATE LA ELEMENTE DIN ALIAJE DE ALUMINIU

Îmbinările elementelor din aliaje de aluminiu se calculează cu aceleași relații ca și cele ale elementelor din oțel. Apar însă unele particularități datorită scăderii rezistențelor mecanice în zonele afectate de încălzirea produsă de sudare. În acest sens apare necesitatea verificării atît a cordoanelor propriu-zise, cît și a elementelor afectate de sudură, verificări care se efectuează cu rezistențele admisibile* ale metalului (fie depus, fie de bază) din secțiunea respectivă.

Pentru un aliaj Al – Mg – Si (marcă reper 6061-T6) maturizat termic, avînd valori minime $\sigma_r = 270$ N/mm² și $\sigma_c = 250$ N/mm² se obțin valori diferite ale rezistențelor admisibile în metalul de bază neafectat de sudură, față de cele din piesa afectată de sudură, respectiv din cordoanele propriu-zise. Aceste valori — funcție de tipul solicitării și materialul de adaos utilizat ($AlMg_5Mn$ ; $AlMg_5$) — sînt date în tabelele 4.9 și 4.10.

*Tabelul 4.9*

| Nr. crt. | Solicitarea | Rezistențe admisibile în metalul de bază (N/mm²) | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| | | Neinfluențat de sudură | | Influențat de sudură | |
| | | I | II | I | II |
| 1 | Întindere, compresiune, încovoiere | $\sigma_a = 135$<br>$C_I = 1{,}85$ | $\sigma_a = 150$<br>$C_{II} = 1{,}65$ | $\sigma_a^s = 75$ | $\sigma_a^s = 85$ |
| 2 | Forfecare | $\tau_a = 85$ | $\tau_a = 100$ | $\tau_a^s = 50$ | $\tau_a^s = 55$ |

* Pentru elementele din aluminiu se aplică încă metoda rezistențelor admisibile.

*Tabelul 4.19*

| Nr. crt. | Tipul cordonului de sudură | Solicitarea | Simbol | Materialul de adaos | Rezistențe admisibile pentru cordoane de sudură (N/mm²) | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | Cordoane în adîncime | Întindere, compresiune, încovoiere | $\sigma_{as}$ | *a* | 75 | 85 |
| | | | | *b* | | |
| 2 | | Forfecare | $\tau_{as}$ | *a* | 50 | 55 |
| | | | | *b* | | |
| 3 | Cordoane în relief | Solicitată transversal | $\tau_{as}^{tr}$ | *a* | 63 | 70 |
| | | | | *b* | 55 | 60 |
| 4 | | Solicitată longitudinal | $\tau_{as}^{l}$ | *a* | 60 | 65 |
| | | | | *b* | 50 | 55 |

## 4.11. OȚELURI PENTRU CONSTRUCȚII SUDATE

### 4.11.1. REZISTENȚA LA RUPERE FRAGILĂ ȘI COMPORTAREA LA SUDARE

Conservarea tenacității îmbinărilor sudate reprezintă un factor determinant în comportarea construcțiilor metalice și este strîns legată de noțiunea de sudabilitate. Sudabilitatea oțelurilor este o caracteristică complexă care determină, în condiții de sudare date, aptitudinea lor tehnică pentru realizarea anumitor îmbinări. Sudabilitatea nu este o însușire exclusivă a materialului ci depinde de mai mulți factori: proprietățile materialului, condițiile tehnologice ale sudării, soluțiile constructive adoptate și concepția îmbinărilor sudate.

Sudabilitatea prezintă două aspecte: comportarea la sudare și siguranța sudurii.

Prin *comportare bună la sudare*, se înțelege posibilitatea ca în urma aplicării unei anumite tehnologii să se obțină o îmbinare sudată de bună calitate, fără defecte. Comportarea la sudare, la o tehnologie dată, depinde exclusiv de factorii de material.

*Siguranța sudurii* se referă la însușirea îmbinării sudate realizate într-o structură, al cărei material a suferit influența unei anumite tehnologii de sudare și care este supusă la anumite solicitări, de a nu i se altera în măsură inacceptabilă calitățile tehnice, și de a nu prezenta tendința spre rupere fragilă la temperatura de exploatare. În figura 4.63 este arătată interdependența între acești factori.

Comportarea bună la sudare este o condiție prealabilă pentru realizarea siguranței la sudare. Totuși, un același oțel, cu o comportare determinată la sudare, poate fi potrivit pentru un anumit element de construcție sau improprie pentru altul, funcție de concepția constructivă, condițiile de execuție și regimul de exploatare.

*Rezistența la rupere fragilă* a oțelului reprezintă o *componentă a siguranței la sudare*, exprimînd capacitatea metalului de a prelua încărcări în anumite condiții de solicitare: stare de



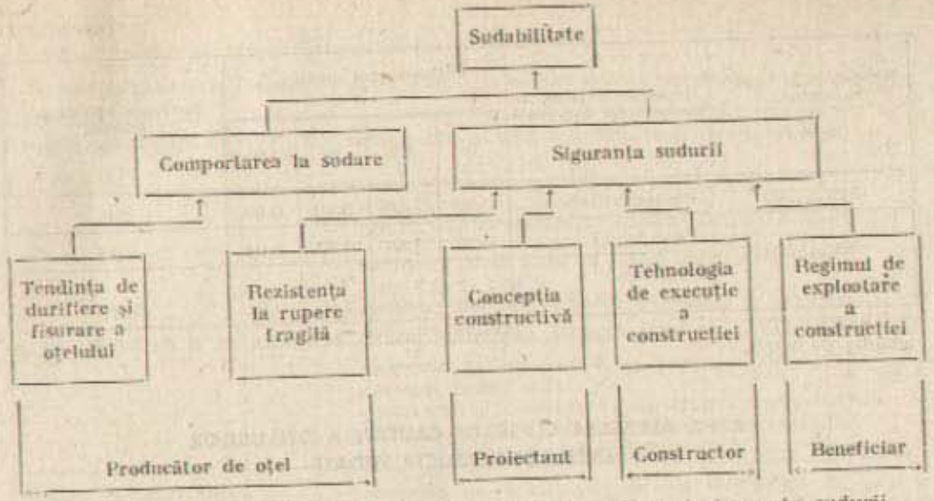



Fig. 4.63. Interdependența dintre comportarea la sudare și siguranța sudurii.

tensiuni, viteză de aplicare a sarcinii, temperatură. *Stările reale de tensiuni, deformații și temperaturi* din elementul de construcție ca și *nivelul de concordanță* al acestora cu rezistența la rupere fragilă, reprezintă *cea de a doua componentă* a siguranței la sudare. Prima componentă reprezintă o proprietate de material, iar cea de a doua cuprinde o condiție complexă de concepție-execuție-exploatare.

Verificarea și garantarea celor două proprietăți (comportarea la sudare și siguranța sudării) pentru oțelurile de construcție (conform STAS 500-80 și 9021-80 — v. tab. 1.2 și 1.3) se fac prin încadrarea lor, în clasele de calitate definite pe baza următoarelor criterii: compoziția chimică și valoarea rezilienței la anumite temperaturi.

Sudabilitatea oțelurilor este în funcție de compoziția chimică, de grosimea produsului, de gradul de dezoxidare, de tratamentele termice și de alți factori.

În prezent se folosesc electrozi de bună calitate, care dau un metal depus cu proprietăți plastice. Sudarea însă poate modifica defavorabil structura metalului de bază în ZIT.

Oțelul pentru construcții se sudează în general în condiții bune, datorită procentului redus de carbon și elemente de aliere. Cînd conținutul în elemente de aliere crește, pot apare structuri martensitice fragile, chiar în condiții normale de sudare și viteze de răcire moderate; acest fenomen este și mai periculos la oțelurile necalmate, la care apar segregări frecvente. O influență defavorabilă de fragilizare o au și structurile de supraîncălzire (Wiedmannstätten).

Structurile fine, realizate prin calmare cu adaosuri de elemente cum sînt vanadiul, titanul etc., și prin normalizare, conduc la obținerea unor structuri tenace în ZIT.

Grosimile și formele de piese, care favorizează o răcire rapidă, contribuie la formarea structurilor fragile; ca atare, la alegerea unui procedeu de sudare corespunzător, grosimea și forma pieselor intră ca factor determinant alături de compoziția chimică. Pentru a evita atingerea vitezei critice la răcire, piesele groase din oțeluri aliate se preîncălzesc la temperaturi de 100...200°C.

Influența diferitelor elemente de aliere în formarea structurilor martensitice se exprimă prin formula carbonului echivalent $C_e$, în care fiecare element este afectat de un coeficient de echivalență, în raport cu carbonul. Fiecare termen al relației reprezintă capacitatea de călire a elementului respectiv, în raport cu carbonul.

În STAS 7194-79 se dă formula:

$$C_e = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + V + Mo}{5} + \frac{Cu + Ni}{15} \quad [\%] \qquad (4.31)$$

Valorile orientative pentru limitele carbonului echivalent pînă la care se poate executa sudarea fără precauții speciale sînt conform standardelor sau documentației tehnice a produsului sudat, iar în lipsa acestora conform tabelului 4.11.

*Tabelul 4.11*

| Rezistența la rupere a oțelului $R_m$ N/mm² | Grosimea maximă a elementelor îmbinării mm | Conținutul maxim, % | | | | Carbonul echivalent maxim, % |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | C | Mn | Si | P sau S | |
| 370...500 | Pînă la 40 | 0,22 | 1,50 | 0,40 | 0,05 | 0,41 |
| 500...700 | Pînă la 25 | 0,20 | 1,60 | 0,55 | 0,04 | 0,45 |
| | Peste 25 pînă la 40 | 0,20 | 1,60 | 0,55 | 0,04 | 0,41 |

*OBSERVAȚIE:* În toate cazurile, conținutul maxim de niobiu va fi de 0,05%, iar de vanadiu de 0,15%

### 4.11.2. ALEGEREA CLASEI DE CALITATE A OȚELURILOR PENTRU CONSTRUCȚII SUDATE

În țara noastră ca și în alte țări, alegerea oțelurilor pentru construcții sudate se bazează pe *metoda coeficientului de periculozitate*, care permite alegerea clasei de calitate a unui produs în funcție de natura și severitatea solicitărilor (apreciată prin coeficientul de periculozitate), grosimea produsului și temperatura de exploatare. Metoda este dată în STAS R 8542-79.

Oțelurile pentru construcții metalice (oțeluri de uz general și oțelurile cu granulație fină de tip OCS) se clasifică după garanția de tenacitate dată la livrare, în clase de calitate conform tabelului 4.12.

*Tabelul 4.12*

| Clasa de calitate | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Energia de rupere KV = 28 J, pe direcția longitudinală, la temperatura, °C: | – | +20 | 0 | –20 | –30 | –40 | –50 |

Temperatura minimă de proiectare este considerată că reprezintă cea mai scăzută temperatură care se are în vedere la alegerea clasei de calitate a oțelurilor și se alege cea mai scăzută temperatură pe care metalul o poate avea în timpul serviciului. Temperatura minimă de proiectare se poate stabili în funcție de temperatura mediilor cu care vine în contact metalul, astfel:

– temperatura minimă a mediilor, altele decît mediul ambiant, care vin în contact cu metalul, sau temperatura minimă a mediului ambiant, cînd acesta este permanent în contact cu metalul;

– temperatura medie cea mai scăzută a mediului ambiant pe o perioadă de 24 de ore, atunci cînd aceasta nu este permanent în contact cu metalul, dar nu mai ridicată decît temperatura minimă a celorlalte medii.

*Coeficientul de periculozitate* reprezintă o evaluare cantitativă empirică a naturii și severității solicitărilor care se au în vedere la alegerea clasei de calitate a oțelului.



*Tabelul 4.13*

| Denumirea factorului | Simbol | Tipul construcției sau al elementului | Val. factorului |
|---|---|---|---|
| Factor constructiv | $K$ | – construcții nituite, elemente fără asamblări prin sudură | 0,5 |
| | | – stîlpi, grinzi cu zăbrele, reazeme<br>– grinzi cu forme constructive, conform figurii 4.64, *a* | 1,0 |
| | | – grinzi cu inimă plină cu forme constructive conform figurii 4.64, *b*.<br>– elemente de construcție cu rigidizări și variații mari de secțiuni | 1,4 |
| | | – elemente de construcție cu forme constructive conform figurii 4.64,*c*.<br>– construcții și elemente de construcții cuprinzînd plăci cu rigidizări, care lucrează în stare biaxială de solicitări (rezervoare, buncăre etc.) | 2,0 |
| Factor de importanță | $S$ | – elemente de construcții care nu sînt prinse în sistemul de rezistență al unei structuri, a căror avariere nu afectează funcționalitatea structurii | 0,5 |
| | | – elemente de construcție care nu sînt prinse în sistemul de rezistență al unei structuri, a căror avariere afectează funcționalitatea structurii | 0,8 |
| | | – elemente de construcție cuprinse în sistemul de rezistență al structurii | 1,0 |
| Factor de solicitare | $B$ | – elemente de rigidizare<br>elemente de construcție solicitate la compresiune<br>– elemente de construcții supuse la solicitări scăzute | 0,5 |
| | | – elemente de rezistență nedetensionate supuse la solicitări statice (viteza de solicitare sub 500 N/mm² s), care sînt date în exploatare la temperaturi peste 0°C<br>elemente de rezistență detensionate | 1,0 |
| | | – elemente de rezistență nedetensionate supuse la solicitări dinamice (cu viteză de solicitare peste 500 N/mm² s) | 1,5 |

Coeficientul de periculozitate $G$ se determină cu relația

$$G = K \cdot S \cdot B, \qquad (4.32)$$

în care $K$ este un factor constructiv, $S$ — un factor de importanță al elementului de construcție, iar $B$ — un factor de solicitare. Valorile coeficienților $K$, $S$ și $B$ se stabilesc conform prevederilor din tabelul 4.13 și figura 4.64.

Valorile maxime ale factorilor corespund situațiilor celor mai defavorabile care pot apare. Cu ajutorul factorului $G$ rotunjit la 0,5 și ținînd seama de temperatura minimă de proiectare, de grosimea produsului, de natura solicitării și de mărimea deformărilor plastice la rece se determină din diagramă (tab. 4.14) clasa de calitate a oțelurilor.

O altă metodă este cea preconizată de norma franceză AFNOR [S.15] care folosește principiile mecanicii ruperii corelînd valorile caracteristice ale acestui

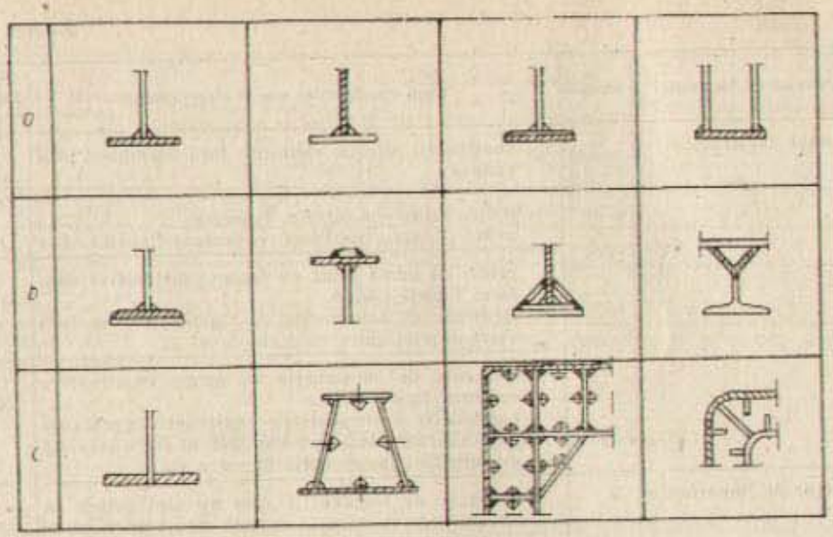



Fig. 4.64. Tipuri de îmbinări sudate.

*Tabelul 4.14*

| Temperatura minimă de proiectare în [C°] | | | | | | | Grosimea produsului* (mm) | | | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | 0 | -10 | -20 | -30 | -40 | -50 | 5 | 10 | 15 | 20 | 25 | 30 | 35 | 40 | 45 | |
| Coeficient de periculozitate G=K×S×B | | | | | | 3,0 | | | | | | | | | | |
| | | | | | 3,0 | 2,5 | | | | | | | | | | Clasa de calitate 7 |
| | | | | 3,0 | 2,5 | 2,0 | | | | | | | | | | Clasa de calitate 6 |
| | | | 3,0 | 2,5 | 2,0 | 1,5 | | | | | | | | | | Clasa de calitate 5 |
| | | 3,0 | 2,5 | 2,0 | 1,5 | 1,0 | | | | | | | | | | Clasa de calitate 4 |
| | 3,0 | 2,5 | 2,0 | 1,5 | 1,0 | 0,5 | | | | | | | | | | Clasa de calitate 3 |
| | 2,5 | 2,0 | 1,5 | 1,0 | 0,5 | | | | | | | | | | | Clasa de calitate (oțel calmat) 2 |
| | 2,0 | 1,5 | 1,0 | 0,5 | | | | | | | | | | | | |

Clasa de calitate 2 (oțel necalmat)
Clasa de calitate 1 (oțel necalmat)

* Pentru profile se ia grosimea medie a tălpii

principiu cu rezultatele obținute prin proba tehnologică curentă a încercării de încovoiere prin șoc.

În prezent se urmărește să se stabilească anumite criterii bazate pe comportarea efectivă a epruvetelor sudate de dimensiuni foarte mari, sau pe determinări făcute pe corpuri de probă în mărime apropiată de cea naturală.

Aceste încercări dau rezultate mai apropiate de cele ale elementelor reale și folosirea lor este de preferat, cu toate dificultățile legate de experimentare. De obicei rezultatele se corelează cu cele obținute pe epruvete mici (de exemplu, reziliență), astfel ca acestea din urmă să poată fi folosite și în alte cazuri similare la probe de recepție.

Din cele arătate anterior, se constată că un rol deosebit îl are concepția constructivă și execuția. Printr-o alcătuire rațională a elementelor și o tehnologie corespunzătoare de sudare se realizează elemente mai puțin sensibile



la ruperi fragile, cu tensiuni remanente reduse, ceea ce face posibilă folosirea unor oțeluri din clase inferioare, al căror cost este mai redus.

În normele [S.31] se prevede un calcul al elementelor metalice care se găsesc în regiuni reci. Eforturile unitare de întindere nu trebuie să depășească o anumită valoare funcție de rezistența la rupere a oțelului și de forma elementului, respectiv de concentratorii de efort corespunzători.

CAPITOLUL 5

# NITUIREA

## 5.1. ALCĂTUIREA ÎMBINĂRILOR NITUITE

Nituirea este un mijloc de îmbinare care a avut o largă aplicare în domeniul construcțiilor metalice de orice tip (structuri de rezistență pentru clădiri și poduri, rezervoare și alte recipiente, construcții navale etc.). Astăzi se folosește încă la unele construcții grele, supuse la solicitări repetate (nodurile grinzilor cu zăbrele ale podurilor rulante), precum și la unele îmbinări de montaj; la majoritatea construcțiilor metalice, nituirea a fost înlocuită de sudură sau de șuruburile de înaltă rezistență.

Nitul este alcătuit dintr-o tijă cilindrică avînd un cap sub forma unei calote sferice denumit cap de așezare. Nitul încălzit în prealabil la o temperatură de 1 000...1 150°C este introdus într-o gaură cu un diametru ceva mai mare (cu circa 1 mm) decît al tijei, unde este presat cu ajutorul unei prese sau al unui ciocan pneumatic; prin această operație materialul plastic umple gaura în care este introdus formînd totodată și cel de-al doilea cap. În acest scop capul existent este presat cu ajutorul unei piese denumită contrabuterolă, în timp ce noul cap se formează cu ajutorul unei piese similare denumită buterolă (fig. 5.1). Prin răcire nitul se contractă și strînge pachetul de piese. Este indicat ca terminarea nituirii să aibă loc la o temperatură de 500...600°C.

Niturile se execută dintr-un oțel cu rezistențe mai mici decît ale oțelului din piesele care se nituiesc. Astfel, pentru oțelul OL 37 se folosesc nituri din oțel OL 34, în timp ce pentru oțeluri slab aliate de tipul oțelului OL 52 se pot folosi nituri din oțeluri slab aliate cu rezistențe ceva mai mici, dar cu alungiri mai mari. Pentru elemente din aliaje de aluminiu se folosesc nituri din aliaje de aluminiu, care se bat la rece în cazul diametrelor mici sau la cald în cazul diametrelor mari.

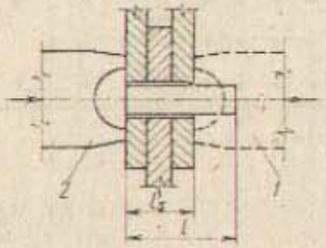



Fig. 5.1. Formarea nitului:
1 — buterolă; 2 — contrabuterolă.

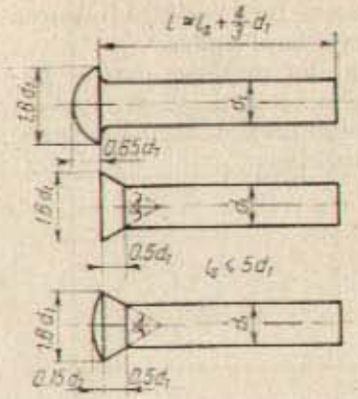


Fig. 5.2. Tipuri de nituri pentru piese din oțel.

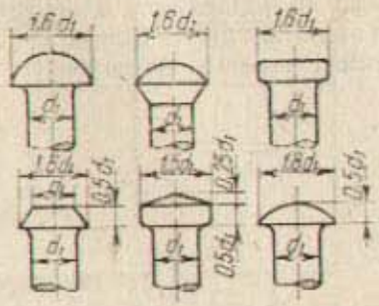


Fig. 5.3. Tipuri de nituri pentru elemente din aliaje de aluminiu.

Niturile obișnuite cu cap semirotund au dimensiunile uzuale arătate în figura 5.2. Se mai folosesc de asemenea nituri cu unul din capete înecat sau semiînecat. Diametrele uzuale ale găurilor, reprezentînd și diametrele nominale ale niturilor gata bătute sînt : $d = 17, 20, 23, 26, 29$, diametrele niturilor nebătute $d_1$ fiind cu 1 mm mai mici.

Niturile din aliaje de aluminiu se execută cu cap semirotund, cu cap semiînecat sau de alte forme (fig. 5.3).

La aliajele de aluminiu este indicat ca nituirea să nu se efectueze la cald, deoarece temperatura ridicată a niturilor influențează piesa pe o oarecare distanță în jurul găurii, reducînd caracteristicile mecanice. Pentru nituri bătute la rece, este de preferat folosirea unui aliaj încălzit în prealabil, la care rezistențele s-au micșorat, iar plasticitatea a crescut. După batere, niturile își recapătă rezistențele sporite prin fenomenul de maturizare naturală.

Niturile se așază în șiruri paralele (fig. 5.4) la distanțele prevăzute în tabelul 5.1. Așezarea niturilor poate fi uneori impusă și din condiții de batere (fig. 5.4, *c* și *d*).

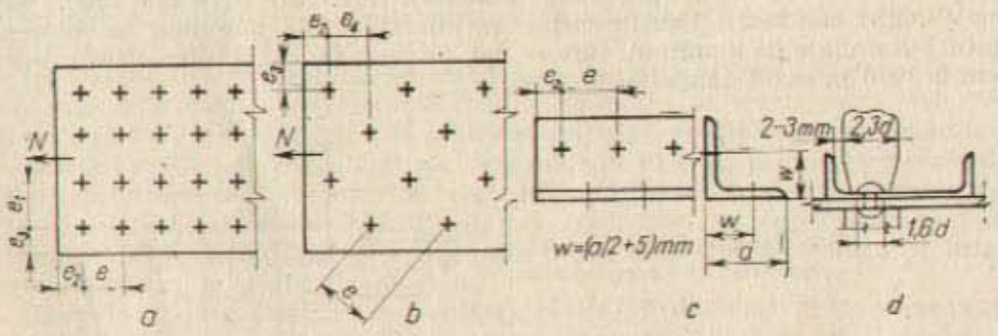


Fig. 5.4. Așezarea niturilor :
*a*, *b* — la table ; *c* — la corniere ; *d* — la profile U.



*Tabelul 5.1*

| Nr. crt. | Distanța între nituri sau șuruburi și între acestea și marginea pieselor | Distanța |
|---|---|---|
| 1 | Distanța între centrele niturilor sau șuruburilor pe o direcție oarecare : | |
| | *a*) minimă | $3\,d$ |
| | *b*) maximă, pe șirurile marginale, cînd marginea nu este întărită cu corniere de margine, la întindere și compresiune. | $8\,d$ sau $12\,t$ |
| | *c*) maximă, pe șirurile interioare și pe cele marginale cînd există corniere de margine : | |
| | — la întindere | $16\,d$ sau $24\,t$ |
| | — la compresiune | $16\,d$ sau $18\,t$ |
| 2 | Distanța de la centrul nitului sau șurubului pînă la marginea elementului : | |
| | *a*) minimă, în lungul efortului | $2\,d$ |
| | *b*) minimă, transversal efortului : | |
| | — cînd marginile sînt tăiate | $1{,}5\,d$ |
| | — la profile laminate | $1{,}2\,d$ |
| | *c*) maximă | $4\,d$ sau $8\,t$ |
| în care : $d$ — diametrul găurii pentru nituri și șuruburi<br>$t$ — grosimea celui mai subțire element exterior din pachet | | |

## 5.2. SOLICITĂRILE NITURILOR

Niturile dintr-o îmbinare pot prelua atît eforturi care pot provoca alunecarea relativă a pieselor (fig. 5.5), cît și eforturi care tind să producă desprinderea pieselor. Comportarea îmbinărilor nituite este influențată și de anumiți factori datorați formării niturilor la temperaturi ridicate. După operația de batere a nitului, care se termină la o temperatură de 500...600°C, corespunzătoare domeniului în care fenomenul de recristalizare se mai poate încă produce, urmează răcirea nitului care este însoțită de o contracție a metalului din nit. Cînd piesele prezintă interspații, scurtarea tijei poate avea drept efect alipirea pieselor între ele ; cînd piesele sînt în contact, scurtarea nitului este împiedi-

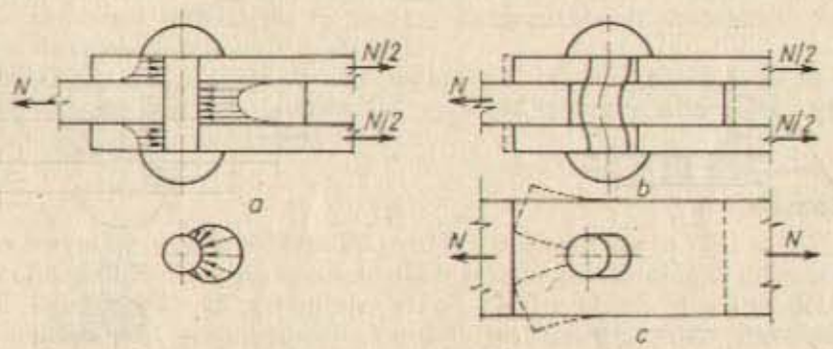


Fig. 5.5. Solicitările *(a)*, deformațiile și ruperea niturilor și a pieselor nituite (*b* și *c*)

cată și în tijă apar eforturi de întindere corespunzătoare scurtării împiedicate ; se produc totodată și presiuni asupra pieselor.

Cînd piesele tind să alunece, în îmbinare apare o forță de frecare care se opune alunecării. Momentul învingerii frecării este caracterizat printr-o deplasare relativă mai pronunțată a elementelor îmbinării pînă cînd niturile vin în contact cu pereții găurii ; după aceasta deformațiile se dezvoltă corespunzător deformațiilor niturilor încărcate (fig. 5.6).

Cînd sînt mai multe nituri în îmbinare este posibil ca datorită deformației pieselor între nituri și a unor diferențe între diametrul găurilor și al niturilor să apară o neuniformitate a solicitării niturilor ; niturile dinspre margine se încarcă cu atît mai mult cu cît sînt mai multe nituri pe o linie în lungul efortului. Proprietățile plastice ale niturilor și ale materialului din piese fac ca în stadiul limită eforturile în nituri să se uniformizeze. Ca atare este recomandabil ca la îmbinările de rezistență numărul de nituri pe direcția forței să fie limitat la 5 sau 6.

Un nit care a intrat în lucru, după ce s-a realizat contactul dintre tijă și peretele găurii, este supus la o solicitare foarte complexă (fig. 5.5, *a*). Pe suprafețele de contact se produc eforturi de compresiune care au o anumită variație avînd valoarea maximă după direcția diametrului paralel cu efortul și nule pe direcția perpendiculară. Aceste eforturi sînt maxime în vecinătatea suprafețelor de alunecare. În ansamblul lui nitul suferă o încovoiere cu atît mai pronunțată cu cît lungimea de strîns este mai mare. Ruperea îmbinărilor are de obicei loc după deformații plastice accentuate ale pieselor, marcate și printr-o alungire pronunțată a găurilor. Se produce fie o despicare a platbandei la ultimul nit, fie o forfecare a nitului, după ce în prealabil a suferit puternice deformații plastice ; uneori apare un fenomen mixt (fig. 5.5, *b* și *c*). În practică se admite următorul procedeu de calcul simplificat : se consideră două situații de cedare a îmbinării :

— ruperea prin forfecare a nitului în secțiunile dintre piesele care lunecă:

$$\tau = \frac{N}{n_f \dfrac{\pi d^2}{4}} \leqslant R_f^a ; \tag{5.1}$$

— depășirea unei rezistențe limită la presiune locală pe pereții găurii, admițînd că presiunea se distribuie uniform după diametrul nitului (fig. 5.7) :

$$\sigma = \frac{N}{d\Sigma t} \leqslant R_p^a \tag{5.2}$$

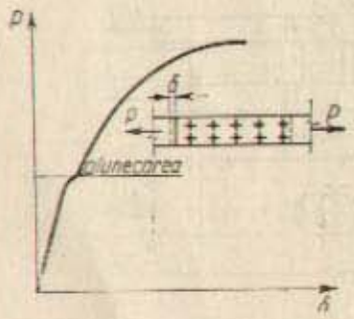



Fig. 5.6. Deformarea îmbinărilor nituite.

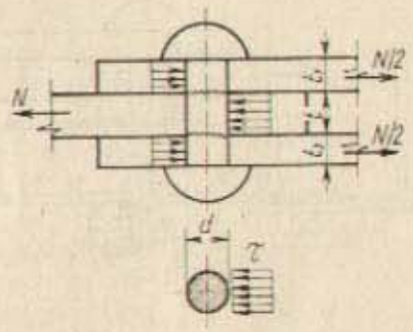



Fig. 5.7. Modul de solicitare schematic admis.



în care $\Sigma t$ reprezintă suma minimă a grosimilor pieselor care alunecă în același sens, iar $n_f$ — numărul secțiunilor de forfecare ale nitului.

Ruperea unui nit care lucrează la întindere în tijă se produce de obicei în secțiunea de sub cap, unde apar concentrări de eforturi. Verificarea la întindere în tijă se efectuează ținînd sema de eforturile de întindere datorită contracției, micșorînd ca atare rezistențele de calcul ($R_t^a = 0{,}4\ R$) :

$$\sigma_t = \frac{N}{\dfrac{\pi d^2}{4}} \leqslant R_t^a . \tag{5.3}$$

Verificarea niturilor supuse concomitent la forfecare și la întindere se face separat cu relațiile (5.1) și (5.3).

Rezistențele niturilor pentru diferite oțeluri sînt date în tabelul 5.2. La îmbinările din aliaje de aluminiu verificarea la forfecare se face cu rezistența admisibilă $\tau_{af} = 0{,}6\ \sigma_a$ ($\sigma_a$ fiind al materialului din nit), iar la presiunea pe gaură cu rezistența admisibilă $\sigma_{ad} = 1{,}50\ \sigma_a$ ($\sigma_a$ fiind a materialului din piesă).

*Tabelul 5.2*

| Solicitare | Simbol | Coeficient $\gamma$ aplicat față de $R_0$ | Rezistența de calcul, în N/mm² | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | Forfecare și întindere în tijă pentru nituri din : | | Presiune pe gaură la construcții din : | | |
| | | | OL 34 | OL 44 | OL 37 RCA 37 | OL 44 OCS 44 | OL 52 OCS 52 RCB 52 |
| Forfecare | $R_f^a$ | 0,8 | 170 | 220 | — | — | — |
| Presiune pe pereții găurii | $R_p^a$ | 2,0 | — | — | 420 | 500 | 600 |
| Întindere în tijă | $R_t^a$ | 0,4 | 70 | 100 | — | — | — |

## 5.3. CALCULUL ÎMBINĂRILOR NITUITE

Calculul îmbinărilor supuse la eforturi care produc alunecarea pieselor se face reducînd solicitările în centrul de greutate al îmbinării. Se obțin astfel o forță și un moment încovoietor.

Calculul nituirii la forța $N$ care acționează centric (fig. 5.8) se efectuează considerînd repartizarea uniformă a acesteia la toate niturile $n$. Se obține un efort în nit $N_a$ care are valoarea :

$$N_a = \frac{N}{n} , \tag{5.4}$$

care se compară cu efortul capabil rezultat din relațiile (5.1) și (5.2).

Calculul îmbinării la un moment care acționează în planul nituirii se efectuează considerînd că secțiunile plane rămîn plane și după deformație, iar eforturile sînt proporționale cu deformațiile (fig. 5.9). Pornind de la aceste premise rezultă că eforturile care iau naștere în nituri și care trebuie să echilibreze momentul exterior, sînt proporționale ca valoare cu distanța

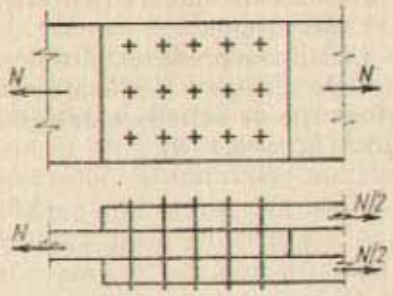



Fig. 5.8. Îmbinare nituită supusă la o forță care acționează în centrul de greutate al grupului de nituri.

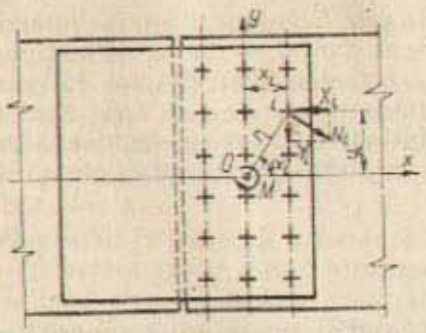



Fig. 5.9. Îmbinare nituită supusă la un moment încovoietor.

la centrul de greutate și acționează perpendicular pe raza care unește nitul cu centrul. Considerînd că nitul la distanță egală cu unitatea se încarcă cu un efort $N_1$, efortul la distanța $r_i$ are valoarea :

$$N_i = N_1 \cdot r_i. \tag{5.5}$$

Din condiția de echilibru se obține :

$$M = \sum_{i=1}^{n} N_i r_i = N_1 \sum_{i=1}^{n} r_i^2;\ N_1 = \frac{M}{\sum_{i=1}^{n} r_i^2}. \tag{5.6}$$

Din relațiile (5.5) și (5.6) rezultă :

$$N_i = M \frac{r_i}{\sum_{i=1}^{n} r_i^2}. \tag{5.7}$$

În calcule se lucrează cu proiecțiile $X_i$ și $Y_i$ ale efortului $N_i$ (fig. 5.9) ; se obține :

$$X_i = N_i \cdot \sin \alpha_i = M \frac{y_i}{\sum_{i=1}^{n} (x_i^2 + y_i^2)};\quad Y_i = N_i \cdot \cos \alpha_i = M \frac{x_i}{\sum_{i=1}^{n} (x_i^2 + y_i^2)}. \tag{5.8}$$

Nitul cel mai solicitat din îmbinare este cel care se găsește la distanța maximă față de centrul de greutate al îmbinării.

În cazul unei îmbinări supuse la o forță $N$ care acționează în lungul șirurilor de nituri, o forță $Q$ care acționează perpendicular pe direcția lui $N$ și la un moment $M$, efortul într-un nit este :

$$N_i = \sqrt{\left(X_i + \frac{N}{n}\right)^2 + \left(Y_i + \frac{Q}{n}\right)^2}. \tag{5.9}$$

Cu această valoare se verifică efortul unitar folosind relațiile (5.1) și (5.2). În relațiile de mai sus $n$ reprezintă numărul total de nituri din îmbinarea calculată.



CAPITOLUL 6

# ȘURUBURI ȘI ÎMBINĂRI CU ȘURUBURI

## 6.1. ELEMENTE GENERALE

La alcătuirea construcțiilor metalice se folosesc două tipuri de șuruburi :

— șuruburi obișnuite, realizate din oțel carbon, din oțel carbon de calitate sau din oțel slab aliat ;

— șuruburi de înaltă rezistență, executate din oțeluri aliate cu caracteristici mecanice superioare supuse unor tratamente termice în scopul îmbunătățirii acestor caracteristici.

## 6.2. ÎMBINĂRI CU ȘURUBURI OBIȘNUITE

### 6.2.1. ȘURUBURI PENTRU CONSTRUCȚIILE DIN OȚEL

Șuruburile sînt alcătuite dintr-o tijă cilindrică care are la unul din capete un cap hexagonal ; la celălalt capăt tija este prevăzută cu un șanț elicoidal, denumit filet, pe care se poate înșuruba o piuliță hexagonală. Pentru o așezare mai bună a piuliței și pentru ca partea filetată a tijei să nu pătrundă prea mult în grosimea pieselor, între piuliță și piese se poate prevedea o șaibă.

Dimensiunile șurubului și ale piuliței sînt date în figura 6.1. Filetul este prevăzut pe o porțiune din lungimea tijei, iar uneori pe toată lungimea acesteia ; piulița se înșurubează în sensul acelor ceasornicului. Capătul liber al filetului este teșit.

Șuruburile standardizate se execută din oțel rotund prin formarea capătului prin presare la cald ; în ultima vreme pentru șuruburi de dimensiuni normale s-a trecut la formarea capului prin presare la rece. Filetul se poate realiza în două moduri :

— prin tăiere la strung pentru piese unicat ;

— prin presare (rolare) pe mașini speciale care presează la rece șanțul elicoidal pe tijă.

Prin tăiere la strung diametrul exterior al filetului rezultă în general egal cu al tijei (fig. 6.1, *a*). Prin presare (rolare) diametrul exterior al filetului rezultă mai mare decît diametrul tijei (fig. 6.1, *b*) cerînd găuri cu diametre

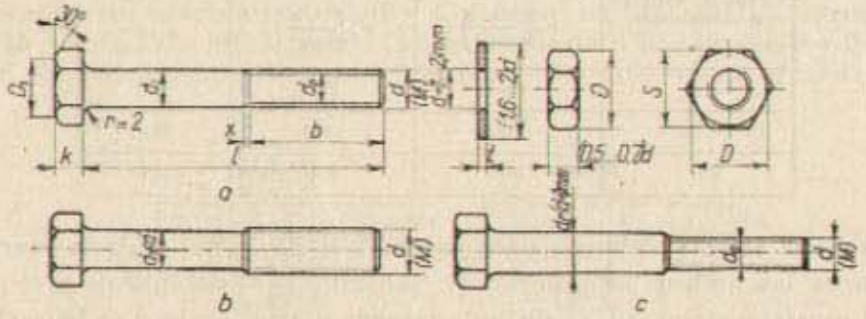



Fig. 6.1. Șuruburi obișnuite pentru construcții metalice :
*a*, *b* — semiprecise și grosolane (brute) ; *c* — precise (pășuite).

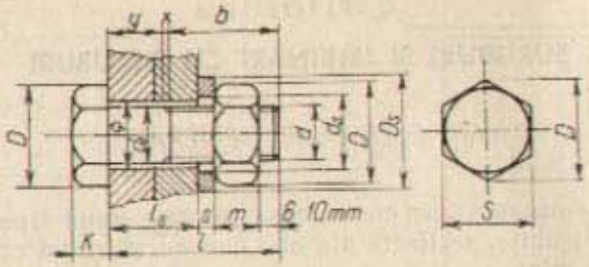



Fig. 6.2. Așezarea șuruburilor în îmbinare.

mai mari cu cîțiva milimetri față de tijă. Pentru a realiza o tijă cu același diametru este necesară prelucrarea prealabilă a tijei prin strunjire sau presare în zona filetului, astfel ca în final diametrul exterior în zona cu filet să rezulte egal sau mai mic cu al tijei (fig. 6.1, *a* și *c*).

Lungimea totală *l* a tijei rezultă din figura 6.2. Filetele se notează cu M urmat de o cifră care reprezintă diametrul exterior al filetului, în milimetri (de exemplu M 20).

Din punctul de vedere al raportului între diametrul găurii din piese și diametrul șurubului, se disting următoarele tipuri de îmbinări:

— îmbinări nepăsuite (brute), la care diametrul găurii este cu 1...2 mm mai mare ca al tijei; la aceste îmbinări de obicei se utilizează șuruburi grosolane (brute — STAS 920-69) sau semiprecise (STAS 1272-80);

— îmbinări păsuite (precise), la care diferența de diametru este foarte mică (sub 0,3 mm) și unde se folosesc șuruburi semiprecise sau — de preferință — precise (STAS 1272-80, fig. 6.1, *c*).

Șaibele (STAS 1388-72) au dimensiunile din figura 6.1; pentru rezemarea piuliței (STAS 922-76) pe tălpile profilelor U și I se folosesc șaibe speciale (STAS 2242-80) avînd una din fețe înclinată în mod corespunzător.

Șuruburile obișnuite se realizează din OL 37 pentru construcții din OL 37. Pentru construcții din oțeluri cu rezistențe mai mari se folosesc șuruburi din OL 50, OLC 35 sau din oțeluri slab aliate. Șuruburile folosite au caracteristicile mecanice date în tabelul 6.1.

*Tabelul 6.1*

| Grupa de calitate a șuruburilor | Caracteristicile mecanice | | |
|---|---|---|---|
| | $\sigma_r \left(\frac{N}{mm^2}\right)$ | $\sigma_c \left(\frac{N}{mm^2}\right)$ | $\sigma_c/\sigma_r$ |
| 4.6 | 400 | 240 | 0,6 |
| 5.6 | 500 | 300 | 0,6 |
| 6.6 | 600 | 360 | 0,6 |

Distanțele între șuruburile unei îmbinări și de la șuruburi la marginea pieselor se iau aceleași ca la nituri (v. tabelul 5.1). Este însă de preferat în scopul ușurinței strîngerii, ca distanța minimă dintre șuruburi să fie ceva mai mare (3,5 *d*).



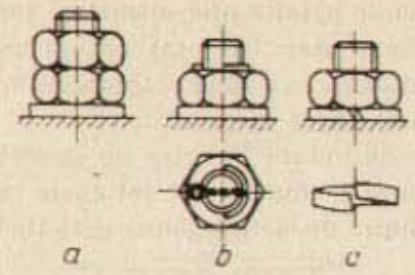



Fig. 6.3. Asigurarea piuliței:
*a* — cu contrapiuliță; *b* — cu șplint; *c* — cu șaibă resort.

Asigurarea piuliței contra deșurubării se face prin înșurubarea unei a doua piulițe (fig. 6.3, *a*), printr-un șplint (cui despicat — fig. 6.3, *b*) sau prin șaibe resort (Grower, STAS 7666/2-80, fig. 6.3, *c*).

### 6.2.2. ȘURUBURI PENTRU CONSTRUCȚII DIN ALIAJE DE ALUMINIU

Pentru construcții din aliaje de aluminiu se folosesc de regulă șuruburi din aliaje de aluminiu cu compoziție chimică asemănătoare materialului din îmbinare. În cazul folosirii unor aliaje diferite există posibilitatea apariției unor curenți galvanici care produc fenomene de coroziune. Este recomandabil ca filetul șurubului să se acopere cu lubrifianți sau grafit pentru a evita griparea (înțepenirea) piuliței. Pentru a evita contactul direct cu aluminiul și producerea fenomenelor de coroziune, șuruburile din oțel se acoperă cu un strat de zinc sau de cadmiu aplicat la cald.

### 6.2.3. COMPORTAREA ȘURUBURILOR ȘI A ÎMBINĂRILOR CU ȘURUBURI OBIȘNUITE

Șuruburile obișnuite se introduc în găurile date în prealabil în piesă, după care piulița este strînsă pînă cînd în tijă se dezvoltă eforturi unitare de ordinul a cîtorva zeci de N/mm². Această strîngere are rolul de a asigura o alipire bună a pieselor și a evita deșurubarea piuliței.

Șuruburile brute introduse în găuri cu 1...2 mm mai mari (îmbinări nepăsuite) nu împiedică alunecarea pieselor, care se pot deplasa pînă cînd se stabilește contactul între pereții găurilor și tija șuruburilor. În consecință, folosirea șuruburilor brute pentru preluarea alunecărilor nu este indicată decît în îmbinări cu solicitări reduse și la care anumite deformații (alunecări) nu sînt supărătoare pentru ansamblul construcției (fig. 6.4). Pentru îmbinări în care producerea alunecărilor relative a pieselor nu este admisă, apare mai indicată realizarea soluției păsuite, utilizînd șuruburi precise sau semiprecise la care diferențele dintre diametrele găurilor și ale tijelor sînt mai mici. Îmbi-

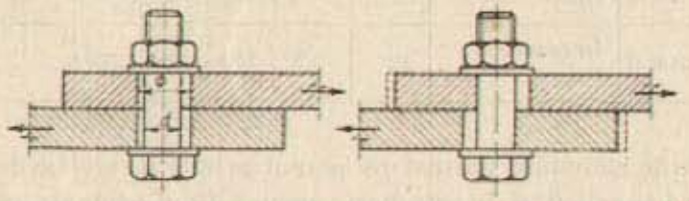


Fig. 6.4. Comportarea șuruburilor brute în îmbinări supuse la forțe ce produc alunecări.

nările păsuite prin diametrul șurubului foarte apropiat de cel al găurii (diferență max. 0,3 mm) asigură un contact bun și o comportare similară cu a niturilor ; ca atare rezistențele lor la forfecare și presiune pe pereții găurii sînt aceleași ca ale niturilor.

Șuruburile de orice tip (grosolane, semiprecise, precise) suportă în condiții bune și eforturile de întindere în tijă, acestea nefiind influențate de diferența dintre diametrul găurii și al tijei.

### 6.2.4. CALCULUL ÎMBINĂRILOR CU ȘURUBURI OBIȘNUITE

6.2.4.1. **Îmbinări supuse la forțe axiale.** Calculul eforturilor în șuruburile care lucrează la forfecare și presiune pe gaură se face cu aceleași formule ca și în cazul niturilor. Verificarea se efectuează comparînd rezistența șurubului funcție de tipul său (tab. 6.2) cu solicitarea maximă.

*Tabelul 6.2*

| Categoria șurubului | Solicitare | Simbol | Coeficient (aplicat față de R) | Rezistența de calcul, în N/mm² | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | Forfecare și întindere în tijă în șuruburi din grupa : | | | Presiune pe pereții găurii în construcții din : | | |
| | | | | 4.6 | 5.6 | 6.6 | OL 37 BCA 37 | OL 44 OCS 44 | OL 52 BCB 52 OCS 52 |
| Grosolane, semiprecise sau precise, introduse în găuri obișnuite | Forfecare | $R_f^b$ | 0,6 | 130 | 160 | 180 | – | – | – |
| | Presiune pe pereți | $R_p^b$ | 1,6 | – | – | – | 340 | 400 | 480 |
| | Întindere în tijă | $R_t^b$ | 0,8 | 170 | 210 | 240 | – | – | – |
| Cu tijă precisă, introduse în găuri cu cel mult 0,3 mm mai mari ca diametrul tijei | Forfecare | $R_f^b$ | 0,8 | 170 | 210 | 240 | – | – | – |
| | Presiune pe pereți | $R_p^b$ | 2,0 | – | – | – | 420 | 500 | 600 |
| | Întindere în tijă | $R_t^b$ | 0,8 | 170 | 210 | 240 | – | – | – |
| Buloane de ancoraj | Întindere în tijă | $R_t$ | 0,7 | 150 | 180 | 210 | – | – | – |

La îmbinările solicitate normal pe planul prinderii, eforturile de compresiune nu produc solicitări în șuruburi, acestea fiind preluate prin contactul direct dintre piese. Eforturile de întindere centrică față de centrul de greutate



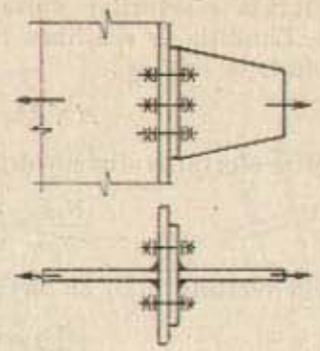


Fig. 6.5. Îmbinare cu șuruburi lucrînd la întindere.

al prinderii cu șuruburi încarcă uniform toate șuruburile îmbinării (fig. 6.5). Efortul într-un șurub $N_b$ rezultă în funcție de numărul lor $n$ :

$$N_b = \frac{N}{n}, \tag{6.1}$$

ar efortul unitar în tija șurubului :

$$\sigma = \frac{4N_b}{\pi d_0^2} \leqslant R^b, \tag{6.2}$$

în care $d_0$ este diametrul mediu de calcul al filetului ($d_0 \simeq 0{,}89d$), iar $R_t^b$ reprezintă rezistența la întindere în tija șurubului (v. tabelul 6.2).

Șurubul solicitat concomitent la întindere și la forfecare se verifică separat la întindere în zona filetată și la forfecare în zona corespunzătoare planului de alunecare.

6.2.4.2. **Îmbinări cu șuruburi supuse la moment încovoietor.** Îmbinarea din figura 6.6 supusă la un moment încovoietor duce la apariția unor eforturi de întindere neuniform repartizate în șuruburi ; compresiunea fiind preluată prin contactul direct între piesele îmbinate, șuruburile din zona comprimată nu sînt solicitate. Deformația îmbinării permite să se considere ca suficient de bună aproximația că variația eforturilor în tijă este liniară și proporțională cu distanța la axa neutră.

Un calcul suficient de exact, verificat de date experimentale, admite că axa neutră coincide cu linia șuruburilor marginale din zona comprimată și că

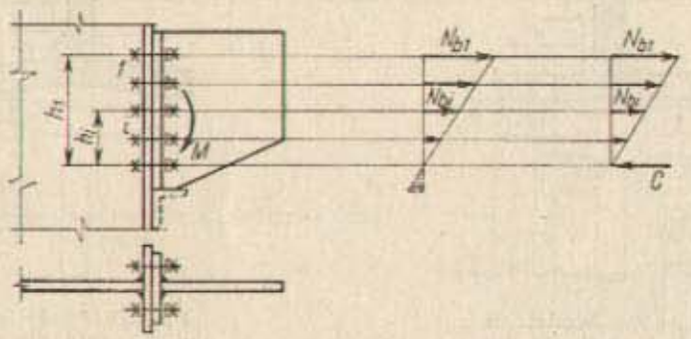



Fig. 6.6. Îmbinare cu șuruburi supusă la un moment încovoietor.

rezultanta eforturilor unitare de compresiune se concentrează pe această linie. Condiția de echilibru între momentul exterior și eforturile din îmbinare conduce la relația :

$$2(N_{b1}h_1 + N_{b2}h_2 + \dots N_{bi}h_i + \dots) = M. \tag{6.3}$$

Între eforturile din șuruburi există relația :

$$\frac{N_{b1}}{h_1} = \frac{N_{b2}}{h_2} = \frac{N_{b3}}{h_3} = \dots = \frac{N_{bi}}{h_i} = \dots \tag{6.4}$$

Din relațiile (6.3) și (6.4) se obține :

$$2\frac{N_{b1}}{h_1}(h_1^2 + h_2^2 + \dots h_i^2 + \dots) = M ; \tag{6.5}$$

$$N_{b1} = \frac{Mh_1}{2\Sigma h_i^2}. \tag{6.6}$$

Șurubul se verifică la efortul $N_{b1}$ utilizînd relația (6.2).

Dacă în îmbinare acționează și o forță axială centrică $N$, se suprapun efectele ($n$ — numărul de șuruburi în îmbinare) :

$$N_{b1} = \frac{Mh_1}{2\Sigma h_i^2} + \frac{N}{n}. \tag{6.7}$$

Cînd îmbinarea este solicitată și de o forță tăietoare care produce forfecări în tijă, se folosesc șuruburi precise (păsuite). Se pot folosi șuruburi obișnuite numai dacă forța care produce alunecarea prinderii este preluată cu ajutorul unui scaun (v. fig. 6.6).

6.2.4.3. **Comportarea și calculul prinderilor cu flanșe.** Comportarea prinderilor cu flanșe depinde de dimensiunile flanșelor și ale șuruburilor de prindere. În cazul flanșelor groase (rigide) sau al flanșelor relativ subțiri, dar la care șuruburile puternic solicitate se deformează plastic înainte de deformarea plastică a flanșelor, fiecare șurub se încarcă cu efortul care revine lățimii aferente (fig. 6.7). În cazul flanșelor mai subțiri și la care șuruburile se deformează elastic pînă în preajma cedării plastice a flanșei deformația sistemului este arătată în figura 6.8. Are loc un efect de pirghie. În extremitatea flanșei apare un efort $Q$, iar în șurub un

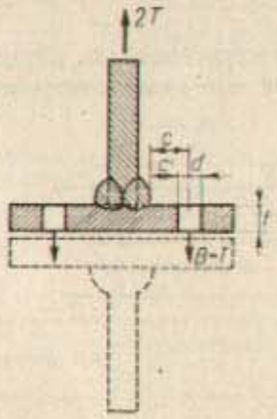



Fig. 6.7. Model de consolă cu flanșă din tablă groasă.

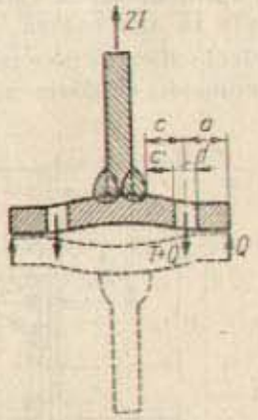



Fig. 6.8. Model clasic de consolă din tablă subțire, la care apare efectul de pirghie.



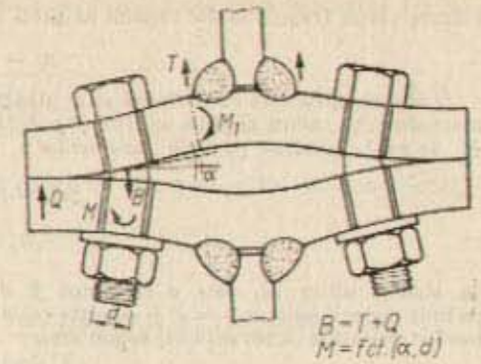



Fig. 6.9. Efectul de pirghie și încovoierea șuruburilor datorită deformației flanșei.

efort $T + Q$ mai mare decît în primul caz în care apare numai efortul $T$. În acest caz este necesar ca efortul $T + Q$ în șurub să rămînă permanent mai mic decît efortul de tracțiune limită (de rupere). Cedarea plăcii (flanșei) se produce prin formarea unor articulații plastice pe liniile sudurilor, iar în final atît pe liniile sudurilor, cît și pe liniile de prindere a șuruburilor (fig. 6.9). În această ultimă fază și șuruburile pot căpăta deformații plastice care le fac să se abată de la forma rectilinie.

Pentru tipul de îmbinare cu flanșe subțiri — flexibile — (fig. 6.8), literatura tehnică și normele de proiectare din diferite țări dau relații de calcul bazate în special pe cercetări experimentale. Astfel în normele AISC — S.U.A [S.1] se dă o metodă în care forța $Q$ cauzată de efectul de pirghie al flanșei este calculată cu o relație experimentală :

$$Q = T\frac{100\,cd^2 - k_1\,e\,l^3}{k_2\,ad^3 + 21\,e\,l^3}, \tag{6.8}$$

în care coeficienții $k_1$ și $k_2$ se iau din tabelul 6.3 funcție de caracteristicile mecanice ale șuruburilor folosite, $c$, $d$, $a$ sînt conform figurii 6.10, limitîndu-se la maximum $2l$ ($a \leq 2l$), iar $e$ — distanța între două șuruburi alăturate.

*Tabelul 6.3*

| Șurub | $\sigma_c$ (N/mm²) | $\sigma_r$ (N/mm²) | $k_1$ | $k_2$ |
|---|---|---|---|---|
| A325 | 550 | 680 | 18 | 70 |
| A490 | 880 | 1.050 | 14 | 62 |

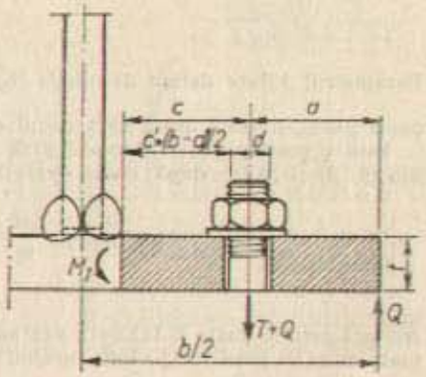



Fig. 6.10. Forțele ce acționează pe flanșa unei console.

Fiecare șurub trebuie să fie capabil să preia o forță:

$$B = T + Q. \tag{6.9}$$

O altă condiție este ca îr fiangă să se atingă limita de curgere $\sigma_c$ în zona efortului maxim de încovoiere $M_1$, adică pe linia sudurii (fig. 6.10). Pentru plăci foarte flexibile momentul maxim $M_2$ se poate produce pe linia șuruburilor :

$$M_1 + M_2 = T \cdot e; \tag{6.10}$$

$$M_2 = Q \cdot a. \tag{6.11}$$

În stadiul ultim $M_1$ este o fracțiune $\beta$ din momentul teoretic care produce plastificarea pe linia sudurii (adesea $\beta = 1$) și $M_2$ este cealaltă fracțiune $\alpha$ a momentului plastic pe linia șuruburilor. Relațiile (6.10) și (6.11) se pot scrie :

$$(\beta + \delta\alpha)\frac{bt^2}{8}\sigma_c = T \cdot e \tag{6.12}$$

și

$$\alpha\delta\frac{bt^2}{8}\sigma_c = Qa, \tag{6.13}$$

unde $\delta$ este raportul între secțiunea netă în dreptul șurubului și secțiunea brută având valori pînă la $\delta = 0.6$. Dacă $\beta = 1$ și $\alpha < 1$, secțiunea pe linia sudurii este complet utilizată pînă la capacitatea portantă maximă.

Folosind parametrul $t/t_1$ se pot analiza toate cazurile posibile de cedare. Valoarea $t_1$ este grosimea corespunzătoare preluării momentului produs de forța limită a șurubului $\left(B = \frac{\pi d_s^2}{4}\sigma_s\right)$:

$$Bc' = \frac{bt_1^2}{8}\sigma_c, \tag{6.14}$$

considerînd că $d_s \simeq 0.89d$ și cu unele rotunjiri se poate considera :

$$t_1 = 1.5d\sqrt{\frac{2c'\sigma_s}{b\sigma_c}}. \tag{6.15}$$

Ridicînd relația (6.15) la pătrat și amplificînd-o apoi cu $t^2/b$ se poate scrie :

$$\frac{b \cdot t^2}{2cd^2} = 2{,}25\frac{c'}{c}\frac{\sigma_s}{\sigma_c}\left(\frac{t}{t_1}\right)^2 = k\left(\frac{t}{t_1}\right)^2. \tag{6.16}$$

Înlocuind relația (6.16) în (6.8) rezultă :

$$Q = T\frac{100 - k_1 k\left(\frac{t}{t_1}\right)^2}{k_2\frac{a}{c} + 21k\left(\frac{t}{t_1}\right)^2}. \tag{6.17}$$

Parametrul $k$ este definit de relația (6.16). Dacă $\frac{Q+T}{T}$ are valoarea $\frac{B}{T}$ înainte de plastificarea plăcii, aceasta arată că șurubul cedează la sarcina limită a îmbinării.

Pentru a afla unde se dezvoltă mai întîi plastificarea în cazul în care șurubul nu cedează, din (6.12) și (6.13) după unele operații rezultă :

$$\frac{\alpha\delta}{\beta} = \frac{Q/T}{\frac{c}{a} - Q/T}. \tag{6.18}$$

Această relație poate fi tabelată pentru valori $Q/T$ calculate cu relația (6.17). Cînd $\alpha\delta > 0.6$ placa nu se va plastifica pe linia șuruburilor. Pentru a verifica dacă placa cedează pe linia sudurii



înainte de cedarea șuruburilor se analizează o relație dedusă prin împărțirea relației (6.14) la relația (6.12) :

$$\frac{B}{T} = \frac{1}{\beta\frac{c'}{c}\left(1 + \frac{\alpha\delta}{\beta}\right)\left(\frac{t}{t_1}\right)^2}. \tag{6.19}$$

Dacă $B/T$ este mai mare decît $\frac{Q+T}{T}$ pentru $\beta = 1$ (sau $\alpha = 1$) aceasta arată, conform teoriei, că placa se plastifică înainte de atingerea solicitării limită $B$ în șurub.

## 6.3. ÎMBINĂRI CU ȘURUBURI DE ÎNALTĂ REZISTENȚĂ PRETENSIONATE

### 6.3.1. ȘURUBURI DE ÎNALTĂ REZISTENȚĂ

Șuruburile de înaltă rezistență sînt executate din oțeluri cu caracteristici mecanice superioare. Prin înșurubarea piuliței, în șurub se introduc eforturi de întindere importante care produc apăsarea puternică a pieselor din îmbinare (fig. 6.11).

Modul cum se transmit eforturile de la filetul șurubului la filetul piuliței se arată în figura 6.12 ; filetele extreme sînt mai puțin solicitate.

Deplasarea relativă a pieselor, datorită diferitelor solicitări este împiedicată de forțele de frecare care se produc pe suprafețele de contact. Ca atare, modul de transmitere a forțelor diferă față de îmbinările cu șuruburi obișnuite și nituri, la care forțele sînt transmise prin presiunea tijei pe peretele găurii.

Pentru a realiza eficiența maximă a îmbinării este necesar ca presiunile care se exercită pe piese, să fie cît mai mari, iar coeficientul de frecare dintre elementele îmbinate să aibă valori cît mai ridicate. Presiunile pe piese, respectiv întinderile din tijele șuruburilor cresc odată cu caracteristicile mecanice ale oțelului. De aceea pentru confecționarea șuruburilor de înaltă rezistență sînt folosite oțeluri aliate (cu crom sau cu crom și molibden) sau oțeluri carbon de calitate care sînt supuse și unui tratament termic de îmbunătățire (călire urmată de revenire înaltă).

Șuruburile de înaltă rezistență sînt prevăzute cu două rondele (R.F.G., R.S.R.), care sînt necesare pentru repartizarea pe o suprafață mai mare a

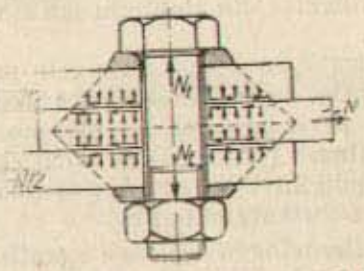



Fig. 6.11. Efectul pretensionării.

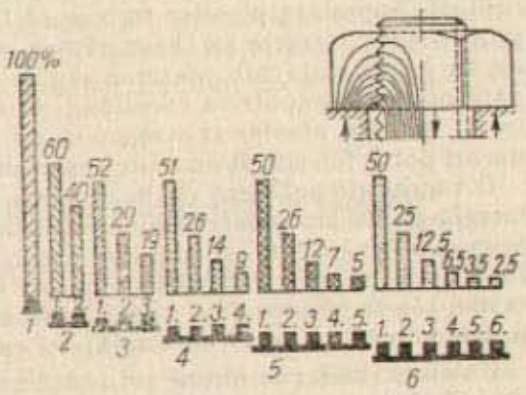



Fig. 6.12. Transmiterea eforturilor de la filetul șurubului la filetul piuliței.

presiunilor, și pentru a asigura o suprafață plană și dură la rotirea piuliței care se înșurubează. În unele țări se admite numai o rondelă sub elementul care se rotește la strângere (S.U.A., U.R.S.S.).

Caracteristicile șuruburilor de înaltă rezistență folosite în diferite țări sînt date în tabelul 6.4.

*Tabelul 6.4*

| Țara și norma | Calitatea materialului | Caracteristici mecanice | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | $\sigma_c$ (min, în N/mm²) | $\sigma_r$ (min, în N/mm²) | $\delta_5$(%) (min) | HB | $\frac{\sigma_r}{HB}$ |
| R. S. România | 8.8 | 640 | 800 | 12 | >245 | 3,3...3,5 |
| STAS 8796/1-80 | 10.9 | 900 | 1 000 | 9 | >305 | |
| U.R.S.S. GOST 22353-77 22354-77 22355-77 22356-77 | 40 X „Select" | 0,9 $\sigma_r$ | 1 100 | 12 | >300 | |
| | 38 XC (Sel.) 40 X⌀A (Sel.) | 0,9 $\sigma_r$ | >1 350 | 8 | >350 | |
| S.U.A. ASTM | A 354 | 700 | 810 | 14 | >250 | |
| | A 490 | 880 | 1 050 | 14 | >300 | |
| Franța | HR 1 | 900 | 1 000 | 8 | 285 | |
| | HR 2 | 640 | 800 | 12 | 230 | |
| R. F. Germania DIN 267 | 8G | 640 | 800 | 12 | 230 | |
| | 10 K | 900 | 1 000 | 8 | 285 | |
| | 12 K | 1 080 | 1 200 | — | — | |

Pentru recepționarea și controlul șuruburilor, piulițelor și rondelelor în afară de probele de tracțiune din bare martor, se efectuează și probe de duritate. Relația dintre duritate și rezistența la rupere este :

$$\sigma_r = 3{,}3\ HB. \tag{6.20}$$

în care HB este duritatea, în unități Brinell, iar $\sigma_r$ — rezistența la rupere, în N/mm².

Șuruburile de înaltă rezistență au aceleași caracteristici geometrice ca și șuruburile obișnuite. Rondelele pot avea grosimea ceva mai mare.

Realizarea unui coeficient de frecare sporit se asigură prin lăsarea suprafețelor în stare nevopsită și printr-un tratament special al suprafețelor în contact. Suprafața pieselor trebuie să fie curățată de impurități, de grăsimi și ulei, prin ștergere cu benzină sau cu detergent, după care este sablată cu un jet de nisip sub presiune sau de alice de metal dur. Pentru a se asigura protecția împotriva coroziunii, care devine foarte activă în cazul suprafețelor sablate, acestea se acoperă cu un strat protector din aluminiu sau zinc ; uneori pot fi folosite și anumite rășini sintetice.

O rugozitate suficient de bună poate fi realizată dacă suprafața este prelucrată cu flacăra oxiacetilenică, utilizînd un suflai cu mai multe becuri care asigură o flacără lată, și apoi este curățată cu o perie de sîrmă din oțel moale în scopul de a se îndepărta pojghița din laminare (țunderul) și oxizii care se mai găsesc pe suprafața piesei. Îndepărtarea pojghiței de laminare se poate realiza și printr-o tratare a suprafeței cu unele substanțe chimice.

Un efect similar se obține prin expunerea laminatelor la acțiunea agenților atmosferici care produc un fenomen de coroziune și de desprindere a stratului de țunder.



Coeficienții de frecare minimi pe care se poate conta în cazul suprafețelor prelucrate sînt dați în tabelul 6.5.

*Tabelul 6.5*

| Modul de prelucrare a suprafețelor elementelor din îmbinare | Țara | Coeficientul de frecare $f$ pentru | | |
|---|---|---|---|---|
| | | OL 37 | OL 44 | OL 52 |
| 1) Prelucrare cu jet de nisip de cuarț sau cu alice metalice ; suprafață fără peliculă de acoperire | R.S.R. | 0,40 | 0,50 | 0,50 |
| | U.R.S.S. | 0,58 | 0,58 | 0,58 |
| | R.F.G. | 0,50 | 0,50 | 0,55 |
| 2) Idem 1, dar cu suprafața acoperită cu o peliculă de vopsea pe bază de silicat de zinc (R.F.G., U.R.S.S.) | U.R.S.S. | 0,50 | 0,50 | 0,50 |
| | R.F.G. | 0,50 | 0,50 | 0,50 |
| 3) Prelucrare cu flacăra folosind arzătoare cu flacără lată (sau mai multe becuri) | U.R.S.S. | 0,42 | 0,42 | 0,42 |
| | R.F.G. | 0,50 | 0,50 | 0,55 |
| 4) Prelucrare cu perii metalice (suprafața degresată, curățată de impurități și periere perpendiculară pe direcția solicitată) | R.S.R. | 0,35 | | |
| | U.R.S.S. | 0,35 | 0,35 | 0,35 |
| 5) Prelucrare cu substanțe chimice | U.R.S.S. | 0,45 | 0,50 | 0,50 |
| 6) Fără prelucrare (dar curățate de impurități și degresate) | R.S.R. | 0,25 | 0,25 | 0,25 |
| | U.R.S.S. | 0,25 | 0,25 | 0,25 |

NORMELE AFERENTE :
R.S.R. — Instrucțiuni Tehnice, C 133-82 ; U.R.S.S. — SNIP II — 23 — 81 ; R.F.G. — — DAST — Richtlinie 010-74

În prezent, în țările cu tehnică avansată, protecția suprafețelor sablate se asigură printr-un strat de vopsea aderentă, pe bază de silicat și praf de zinc, care nu reduce coeficientul de frecare și asigură o protecție anticorosivă suficient de bună ; acest strat se aplică pe suprafața sablată în prealabil. Se aplică de asemenea cu bune rezultate metalizarea cu aluminiu cu un strat de 50 $\mu$ grosime.

### 6.3.2. MONTAREA ȘURUBURILOR DE ÎNALTĂ REZISTENȚĂ ÎN ÎMBINĂRI

Pentru a se introduce un anumit efort de preîntindere $N_i$ în tijă, trebuie ca piulița să fie strînsă pînă la o anumită limită. Este necesar ca strîngerea să nu ducă la eforturi care să depășească limita de curgere. Deoarece prin strîngere apar și eforturi unitare tangențiale de răsucire $\tau_r$ este necesar ca :

$$\sqrt{\sigma^2 + 3\tau_r^2} \leq \sigma_c \tag{6.21}$$

Condiția este de regulă satisfăcută dacă efortul unitar $\sigma$ nu depășește $(0,7-0,8)\sigma_c$. Efortul maxim de preîntindere din șurub rezultă :

$$N_t = 0,8\sigma_c A_0, \tag{6.22}$$

pentru șuruburi din grupa de calitate 8.8 și

$$N_t = 0,7\sigma_c A_0, \tag{6.23}$$

pentru șuruburi din grupa de calitate 10.9 (tabelul 6.4) în care $A_0$ este suprafața secțiunii de calcul a șurubului la filet și se poate lua din tabelul 6.6.

*Tabelul 6.6*

| Caracteristicile șurubului | | Forța de pretensionare $N_t$ (kN) | |
|---|---|---|---|
| Diametrul nominal $d$ (mm) | Secțiunea de calcul $A_s$ (mm²) | șuruburi grupa 8.8 | șuruburi grupa 10.9 |
| 16* | 157 | 80,38 | 98,91 |
| 20* | 245 | 125,44 | 154,35 |
| 22 | 303 | 155,14 | 190,89 |
| 24* | 353 | 180,74 | 222,39 |
| 27* | 459 | 235,00 | 289,17 |
| 30 | 561 | 287,23 | 353,43 |

Observații : secțiunea de calcul $A_s$ s-a calculat pe baza unui diametru mediu egal cu :

$$d_s = \frac{d + d_1}{2}; \quad d_1 = d_1 - \frac{H}{6}$$

în care :
$d$ este diametrul nominal al filetului
$d_1$ — diametrul nominal interior al filetului
$H$ — înălțimea teoretică a filetului
($d_s \simeq 0,89\,d$)

* Diametre folosite curent în R.S.R.

În domeniul solicitărilor elastice relația dintre momentul de strîngere a piuliței și efortul de preîntindere se poate scrie sub forma:

$$M_r = KdN_t, \tag{6.24}$$

în care $d$ este diametrul tijei șurubului, iar $K$ — un coeficient în funcție de frecarea dintre filete și dintre piuliță și șaibă. În funcție de starea acestor suprafețe coeficientul $K$ poate avea valori variabile. Pentru condiții normale, cu filetul piuliței ușor uns și suprafața piuliței și rondelei netedă, cu raportul între rezistențe (durități) corect ales, acest coeficient se poate lua $K = 0,2$. Rezultă că se poate stabili efortul de pretensionare în șurub pe baza momentului de strîngere sau invers ; acest moment se măsoară cu ajutorul unei chei dinamometrice (fig. 6.13). Strîngerea se face după ce în prealabil șuruburile îmbinării au fost strînse cu o cheie de mînă obișnuită. Atingerea momentului



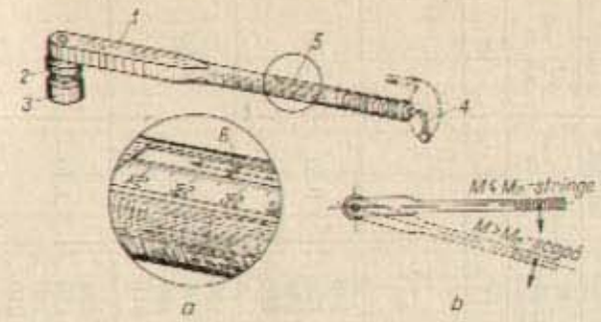



Fig. 6.13. Cheie dinamometrică :
*a* — alcătuire ; *b* — mod de funcționare ; *1* — tija cheii ; *2* — adaptor pentru strîngere ; *3* — cap de strîngere ; *4* — manivelă ; *5* și *6* — ecran și ac de reglaj.

necesar pentru strîngere este semnalizată de cheie — funcție de tipul de fabricație printr-un semnal acustic (pocnet), luminos (un bec) sau prin decuplarea dispozitivului de strîngere.

Metoda de strîngere cu cheia dinamometrică poate prezenta unele inconveniente :

— cheile se dereglează și trebuie rectalonate după fiecare 200 de strîngeri ;

— diferite cauze cum ar fi : starea necorespunzătoare a suprafețelor de rezemare a piulițelor și rondelelor și starea filetului pot duce la valori ale coeficientului $K$ mai mari (pînă la 0,25...0,32) ; în acest fel la un anumit moment măsurat cu cheia dinamometrică — corespunzător celui calculat — îi corespunde în realitate un efort de preîntindere mai redus în tijă.

O altă metodă se bazează pe strîngerea cu un anumit unghi de rotire care introduce în tijă un efort proporțional cu alungirea rezultată din înșurubarea piuliței. Este necesar ca de la începutul strîngerii piesele să fie în contact între ele, pentru ca rotirea piuliței să nu realizeze numai anularea rosturilor dintre piese. Pentru aceasta se strîng șuruburile cu un moment reprezentînd circa 30...40% din momentul total dat de relația (6.21) și apoi strîngerea este completată cu o rotire a piuliței cu un unghi de 45...105° în funcție de lungimea de strîns și de diametrul șurubului (tabel 6.7). Strîngerea este astfel proporționată ca în zona filetată să nu se depășească stadiul de plastificare incipientă (fig. 6.14). Eventualele plastificări mai accentuate ale filetului nu influențează asupra forței de întindere.

Productivitatea operațiilor de strîngere se ridică prin folosirea unor aparate pneumatice acționînd prin loviri (rotiri) repetate și prevăzute cu dispozitive de măsurare a efortului din șurub.

Lungimea șurubului se va alege funcție de grosimea pachetului de strîns și de diametrul șurubului (tabel 6.8).

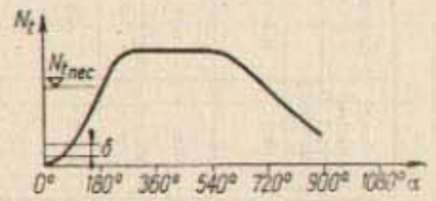



Fig. 6.14. Relația dintre efortul de pretensionare și unghiul de strîngere al piuliței (δ — intervalul în care se realizează contactul între piese).

*Tabelul 6.7*

| Diametrul nominal al şuruburilor; tipul filetului | Grosimea pachetului de strins | | Parametrii normaţi pentru stringerea şuruburilor din grupa de calitate 8.8 | | | | | Parametrii normaţi pentru stringerea şuruburilor din grupa de calitate 10.9 | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | minim | maxim | Forţa de pretensionare | Momentul de strângere pentru faza iniţială | Unghiul de rotire a piuliţei pentru faza finală | Momentele de stringere pentru verificarea şi corecţia stringerii şuruburilor | | Forţa de pretensionare | Momentul de strângere pentru faza iniţială | Unghiul de rotire a piuliţei pentru faza finală | Momentele de stringere pentru verificarea şi corecţia stringerii şuruburilor | |
| | | | | | | minim | maxim | | | | minim | maxim |
| mm | mm | mm | $N_t$ kN | $M_i$ kN·m | $\alpha_f$ grade hexag. | $M_{c,min}$ kN·m | $M_{c,max}$ kN·m | $N_t$ kN | $M_i$ kN·m | $\alpha_f$ grade hexag. | $M_{c,min}$ kN·m | $M_{c,max}$ kN·m |
| 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 9 | 10 | 11 | 12 | 13 |
| M16 | 15<br>31<br>51 | 30<br>50<br>80 | 80,38 | 0,15 | 30<br>60<br>90 | 0,25 | 0,40 | — | — | — | — | — |
| M20 | 15<br>31<br>51<br>81 | 30<br>50<br>80<br>95 | 125,44 | 0,25 | 45<br>75<br>105<br>135 | 0,50 | 0,75 | 154,35 | 0,25 | 120<br>150<br>180<br>210 | 0,80 | 1,10 |
| M22 | 15<br>31<br>51<br>81 | 30<br>50<br>80<br>110 | 155,14 | 0,30 | 45<br>75<br>105<br>135 | 0,70 | 1,00 | 190,89 | 0,30 | 120<br>150<br>180<br>210 | 1,10 | 1,50 |
| M24 | 15<br>31<br>51<br>81 | 30<br>50<br>80<br>120 | 180,74 | 0,35 | 45<br>75<br>105<br>135 | 0,85 | 1,25 | 222,39 | 0,35 | 120<br>150<br>180<br>210 | 1,40 | 1,90 |
| M27 | 30<br>51<br>81 | 50<br>80<br>120 | — | — | — | — | — | 289,17 | 0,35 | 180<br>210<br>240 | 1,85 | — |

*NOTĂ:* Unghiul de rotire a piuliţei pentru faza finală ($\alpha_f$) începe să se măsoare după efectuarea fazei iniţiale de stringere ($M_i$). Momentul de stringere finală ($M_f$) trebuie să se încadreze între $M_{c,min}$ şi $M_{c,max}$: $M_{c,min} \leq M_f \leq M_{c,max}$. În cazul în care $M_f < M_{c,min}$ se va completa stringerea şurubului, iar dacă $M_i > M_{c,max}$ se va schimba şurubul şi se va stringe din nou.

*Tabelul 6.8*

| Lungimea nominală a şurubului, $l$ (mm) | Grosimea pachetului de strâns (lungimea de strângere $l_s$) în îmbinări cu şuruburi: mm | | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| | M 16 | M 20 | M 22 | M 24 | M 27 |
| 45 | 11...18 | | | | |
| 50 | 16...23 | 10...17 | | | |
| 55 | 21...28 | 15...22 | 14... 20 | | |
| 60 | 26...33 | 20...27 | 19... 25 | | |
| 65 | 31...38 | 25...32 | 24... 30 | 20... 27 | |
| 70 | 36...43 | 30...37 | 29... 35 | 25... 31 | |
| 75 | 41...48 | 35...42 | 34... 40 | 29... 36 | 27... 33 |
| 80 | 46...53 | 40...47 | 39... 45 | 34... 41 | 32... 38 |
| 85 | 51...58 | 45...52 | 44... 50 | 39... 46 | 37... 43 |
| 90 | 56...63 | 50...57 | 49... 55 | 44... 51 | 42... 48 |
| 95 | 61...68 | 55...62 | 54... 60 | 49... 56 | 47... 53 |
| 100 | 66...73 | 60...67 | 59... 65 | 54... 61 | 52... 58 |
| 105 | | 65...72 | 64... 70 | 59... 66 | 57... 63 |
| 110 | | 70...77 | 69... 75 | 64... 71 | 62... 68 |
| 115 | | 75...82 | 74... 80 | 69... 76 | 67... 73 |
| 120 | | 80...87 | 79... 85 | 74... 81 | 72... 78 |
| 125 | | | 84... 90 | 79... 86 | 77... 83 |
| 130 | | | 89... 95 | 84... 91 | 82... 88 |
| 135 | | | 94...100 | 89... 96 | 87... 93 |
| 140 | | | 99...105 | 94...101 | 92... 98 |
| 145 | | | | 99...106 | 97...103 |
| 150 | | | | 104...111 | 102...108 |
| 155 | | | | 109...116 | 107...113 |
| 160 | | | | 114...121 | 112...118 |
| 165 | | | | | 117...123 |
| 170 | | | | | 122...128 |
| 175 | | | | | 127...133 |
| 180 | | | | | 132...138 |
| Lungime filet $b$ mm | 28 | 33 | 34 | 37 | 39 |
| Grosime piuliţă $m$ mm | 13 | 16 | 18 | 19 | 22 |
| Grosime şaibă $s$ mm | 4 | 5 | 5 | 6 | 6 |

Notaţiile sînt conform fig. 6.1 şi 6.2.

### 6.3.3. COMPORTAREA ŞI CALCULUL ÎMBINĂRILOR CU ŞURUBURI DE ÎNALTĂ REZISTENŢĂ PRETENSIONATE SUPUSE LA SOLICITĂRI STATICE

Deformaţiile îmbinărilor supuse la solicitări statice se produc ca şi cum piesa ar fi monolită ; aceasta se datoreşte frecării care se opune deplasării pieselor, ceea ce permite în anumite cazuri să se admită îmbinări mixte folosind parţial şi sudura.

Cînd frecarea este învinsă se produce o alunecare a pieselor pînă cînd tijele şuruburilor intră în contact cu pereţii găurilor ; după aceasta îmbinarea se deformează în limitele stării materialului din piesă care este mai moale. Ruperea se produce de obicei în piesă (v. fig. 5.5). Încercări efectuate au arătat că eforturile în jurul găurilor se repartizează mai uniform decît în cazul îmbinărilor nituite (fig. 6.15).

În funcţie de efortul de preîntindere ($N_t = 0{,}7\sigma_c \cdot A_0$ pentru şuruburi 10.9 şi $N_t = 0{,}8\sigma_c \cdot A_0$ pentru şuruburi 8.8), efortul care poate fi transmis de un şurub în funcţie de numărul secţiunilor de alunecare (frecare) $n_f$ este :

$$N_s = n_f \cdot f \cdot N_t, \tag{6.25}$$

în care $f$ este coeficientul de frecare (v. tab. 6.5).

Trebuie precizat că valoarea coeficientului $f$ este determinată pe o piesă experimentală dublu eclisată ($n_f = 2$) îmbinată cu $2 + 2$ şuruburi M 16 şi corespunde forţei $N_s$ (v. diagrama din figura 6.15) pentru care apare o alunecare $\Delta = 0{,}15$ mm, $N_t$ fiind calculat cu relaţiile (6.22) şi (6.23).

Este evident că în relaţia (6.25) valorile $f$ şi $N_t$ sînt de fapt nişte valori de calcul. În realitate şuruburilor li se aplică o anumită tehnologie de montare, iar plăcilor un anumit tratament de suprafaţă ; în final rezultă o forţă limită la alunecare stabilită pe baza unei anumite valori limită a deplasării de alunecare.

În metoda stărilor limită relaţia (6.25) devine

$$N_s = m \cdot n_f \cdot f \cdot N_t, \tag{6.26}$$

în care : $m$ este coeficientul condiţiilor de lucru egal cu 0,95 pentru solicitări statice şi 0,85 pentru solicitări care produc oboseala, iar $f$ — coeficient de frecare (tab. 6.5) admis 0,35 pentru prelucrarea obişnuită (care se

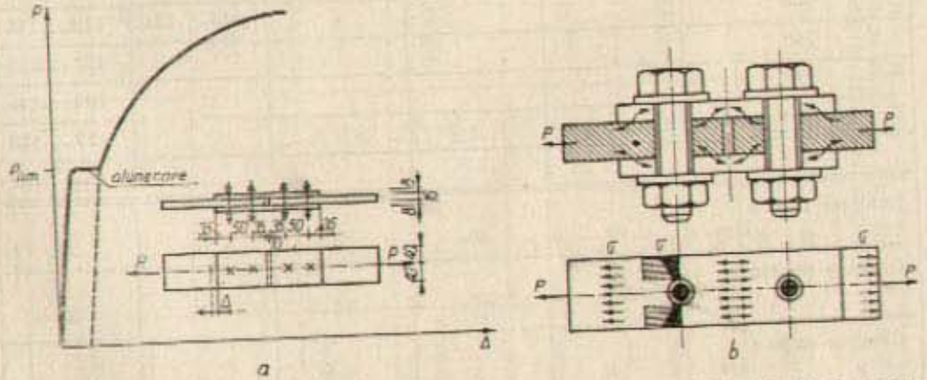



Fig. 6.15. Deformaţiile îmbinărilor cu şuruburi de înaltă rezistenţă *(a)* şi repartizarea eforturilor în jurul găurilor *(b)*.



poate face pe şantier) a suprafeţelor de contact, prin spălarea materiilor uleioase cu substanţe degresante, spălarea cu apă a pămîntului, arderea cu flacăra cu instalaţia obişnuită cu un singur bec şi frecarea cu peria de sîrmă din oţel moale perpendicular pe direcţia de transmitere a eforturilor. În cazul sablării suprafeţelor de contact se admite $f = 0{,}4$ pentru OL 37 şi $f = 0{,}5$ pentru OL 52 şi OL 44.

În cazul solicitărilor complexe la forţe şi momente în planul prinderii, efortul aferent fiecărui şurub se determină aplicînd relaţiile de calcul (5.8) şi (5.9) de la îmbinările nituite şi se compară cu efortul capabil al şurubului $N_s$.

Dacă în şurub apare un efort de întindere $Z$ provenit din încărcări exterioare, efortul de prestrîngere a pachetului şi respectiv forţa de frecare dintre piese se reduc, şi ca atare efortul capabil devine $N_s'$ :

$$N_s' = N_s \left(1 - \frac{Z}{N_t}\right). \tag{6.27}$$

Efortul $Z$ nu trebuie să depăşească valoarea $0{,}7N_t$ pentru solicitări statice, $0{,}6N_t$ pentru solicitări dinamice şi $0{,}62N_t$ atunci cînd $Z$ provine din suma unor solicitări statice şi dinamice.

În cazul cînd este posibil să apară o deplasare se efectuează şi o verificare la presiune pe pereţii găurii cu relaţia (5.2) în care se folosesc rezistenţe $R_p$ sporite (tab. 6.9) datorită efectului favorabil al compresiunii biaxiale produse de pretensionarea şurubului.

*Tabelul 6.9*

| Solicitare | Simbol | Coeficient $\gamma$ (aplicat faţă de $R$) | Rezistenţa de calcul în N/mm² pentru construcţii din : | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | OL 37 | OL 44 | OL 52 | OCS 55 | OCS 58 |
| Presiunea pe pereţii găurii pentru îmbinări cu şuruburi de înaltă rezistenţă | $R_p$ | 3,0 | 630 | 750 | 900 | 1 000 | 1 100 |

În normele [S.31] capacitatea portantă a şuruburilor obişnuite şi de înaltă rezistenţă se stabileşte la forfecare şi întindere pe baza rezistenţei la rupere, iar presiunea pe gaură pe baza limitei de curgere (tab. 6.10)., respectiv a rezistenţei la rupere a metalului de bază

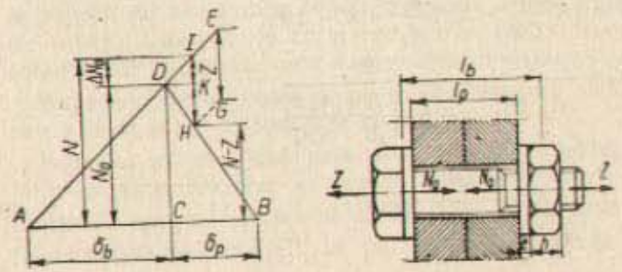



Fig. 6.16. Modul de comportare al unui şurub pretensionat, supus la eforturi de întindere.

*Tabelul 6.10*

| Solicitarea | | Tipul şurubului | | |
|---|---|---|---|---|
| | | 4.6 ; 5.6 ; 6.6 | 8.8 | |
| Forfecare | | $R_f^{\tilde{}} = 0{,}38\ \sigma_r^{\tilde{}}$ | $R_f^{\tilde{}} = 0{,}4\ \sigma_r^{\tilde{}}$ | |
| Întindere | | $R_t^{\tilde{}} = 0{,}42\ \sigma_r^{\tilde{}}$ | $R_t^{\tilde{}} = 0{,}5\ \sigma_r^{\tilde{}}$ | |
| Presiune pe gură | a) Precise | | | $R_p^{\tilde{}} = \left(0{,}5 + 340\dfrac{\sigma_r}{E}\right)\sigma_r$ |
| | b) Obişnuite | | | $R_p^{\tilde{}} = \left(0{,}5 + 280\dfrac{\sigma_r}{E}\right)\sigma_r$ |

$\sigma_r^{\tilde{}}$ – rezistenţa la rupere a metalului din şurub
$\sigma_r$ – rezistenţa la rupere a metalului de bază
Notă: Capacitatea portantă a şurubului de înaltă rezistenţă se stabileşte de asemenea funcţie de $\sigma_r^{\tilde{}}$.

### 6.3.4. COMPORTAREA ŞI CALCULUL PRINDERILOR CU FLANŞE CU ŞURUBURI DE ÎNALTĂ REZISTENŢĂ PRETENSIONATE

În prinderile cu flanşe, şuruburile sînt solicitate la eforturi de întindere importante. Pentru a mări capacitatea portantă a prinderilor se folosesc şuruburi de înaltă rezistenţă care în special în cazul solicitărilor repetate sînt pretensionate, asigurîndu-li-se în acest mod o comportare calitativ superioară.

Modul de comportare a unui şurub pretensionat supus la eforturi de întindere este arătat în figura 6.16 în care sînt prezentate caracteristicile geometrice ale şurubului şi diagrama „triunghiulară" a pretensionării. Notînd cu $A_b$ suprafaţa secţiunii şurubului se admite că secţiunea comprimată a pieselor asamblate se poate lua $A_p = 8A_b$. Scurtarea pachetului de piese, respectiv alungirea şurubului sînt:

$$\delta_p = N_s \frac{l_p}{A_p E}; \qquad \delta_b = N_s \frac{l_b}{A_b E}. \tag{6.28}$$

Cînd peste acest ansamblu se aplică un efort suplimentar $Z$ de întindere în axa şurubului, această solicitare se înscrie în diagrama pretensionării astfel: dacă se reprezintă eforturi $Z$ vertical pornind de la un punct oarecare $E$ situat pe $AD$, paralela $GH$ la $AD$ intersectează latura $DB$ în punctul $H$, linia $HI$ înscriind această solicitare în diagrama triunghiulară a pretensionării.

Şurubul este supus la un efort

$$N = N_s + \Delta N_s < N_s + Z.$$

În platbandele din îmbinare efortul de compresiune se reduce rămînînd $N - Z$.

Din triunghiurile $DIK$ şi $ADC$, respectiv $DKH$ şi $DCB$ rezultă:

$$DC \cdot DK = IK \cdot AC \text{ şi } DC \cdot DK = KH \cdot CB$$

deci

$$IK \cdot AC = KH \cdot CB;$$

se poate scrie

$$KH = IK\,\frac{AC}{CB} = \Delta N_s \frac{\delta_b}{\delta_p} = Z - \Delta N_s;$$

$$\Delta N_s = \frac{Z}{1 + \dfrac{\delta_b}{\delta_p}} = \frac{Z}{1 + \dfrac{N_s l_b}{A_b E} \cdot \dfrac{A_p E}{N_s l_p}};$$

considerînd $A_p = 8A_b$ rezultă:

$$N_s = \frac{Z}{1 + \dfrac{8l_b}{l_p}} = k_1 Z. \tag{6.29}$$



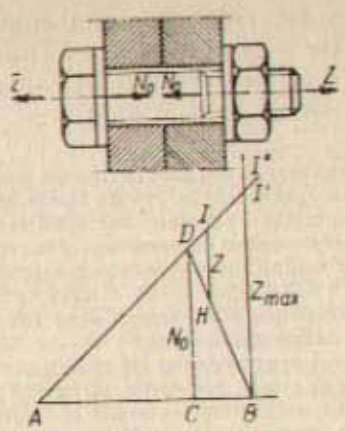



Fig. 6.17. Efortul de întindere maxim pe care îl poate suporta un şurub de înaltă rezistenţă, fără ca plăcile în contact să se îndepărteze.

unde $k_1 = \dfrac{1}{1 + \dfrac{8l_b}{l_p}}$.

În general se constată că creşterea pretensionării într-un şurub supus la un efort suplimentar de întindere nu depăşeşte 10%.

Efortul de întindere maxim pe care îl poate suporta un şurub înainte de depărtarea plăcilor în contact (fig. 6.17) este

$$Z_{max} = N_s\left(1 + \frac{l_p}{8l_b}\right). \tag{6.30}$$

Pe acest considerent s-a stabilit, cu rezervele necesare de asigurare, relaţia (6.27).

## CAPITOLUL 7

# RUPEREA ELEMENTELOR METALICE SUPUSE LA SOLICITĂRI REPETATE

## 7.1. FENOMENUL DE OBOSEALĂ A METALELOR

Elementele de construcţii metalice supuse la solicitări repetate se pot rupe în timpul exploatării la valori ale eforturilor unitare mai mici decît rezistenţa la rupere corespunzătoare solicitării statice. Scăderea rezistenţei materialelor, respectiv a metalelor, supuse solicitărilor sau deformaţiilor care se repetă de un număr foarte mare de ori se numeşte *oboseală*. Acest mod de rupere, generat de formarea uneia sau mai multor fisuri sub acţiunea solicitărilor repetate, este cunoscut sub denumirea de *rupere prin oboseală*.

Ruperea prin oboseală se poate produce sub acţiunea unor solicitări simple sau a unor stări de tensiune complexe.

Ruperea propriu-zisă prin oboseală diferă substanţial de ruperea la solicitări statice deoarece se poate produce la eforturi unitare mai mici decît limita de curgere şi fără să se dezvolte deformaţii plastice; din acest motiv fisurile datorate oboselii se pot cu greu distinge vizual în faza iniţială de

formare a lor, chiar în cazul cînd acest fenomen este produs experimental în laborator şi cînd localizarea fisurii poate fi cunoscută anticipat. În aceasta constă şi pericolul ruperii în exploatare, deoarece în acest caz fisura poate progresa fără a fi descoperită.

Fenomenul care se produce la ruperea prin oboseală nu este complet elucidat. Una din teoriile care are o acceptare mai largă este teoria lui Orowan. Conform acestei teorii, în cazul unei piese care este supusă la o solicitare variabilă în timp, eforturile trec succesiv de la un semn la altul, din întinderi devenind compresiuni şi invers. Datorită orientării neregulate a cristalelor într-o structură cristalină sau datorită neomogenităţii însăşi a unui cristal, chiar în cazul unei stări de solicitare uniformă la nivel macroscopic, se produce o repartizare neuniformă a tensiunilor la nivel microscopic şi ca urmare apar zone cu concentrări de eforturi. O primă solicitare prin întindere a elementului duce :

— în cazul unui material fragil la amorsarea ruperii, dacă local în punctele de concentrări de tensiuni se atinge rezistenţa la rupere ;

— în cazul unui material tenace la deformaţii plastice în punctele cu concentrări de eforturi, producînd o uniformizare mai mult sau mai puţin pronunţată a vîrfurilor de eforturi la nivel microscopic.

La o încărcare variabilă la care un cristal face parte dintr-un mediu cu care se deformează solidar, datorită deformaţiilor plastice repetate se produce o consolidare în locurile cu concentrări de eforturi ; această consolidare este în oarecare măsură similară cu ecruisarea şi contribuie la ridicarea domeniului elastic ; ea duce la o mărire a eforturilor unitare, acestea nemaiputînd să se retransmită plastic. Se atinge astfel local rezistenţa la rupere şi apar fisuri sub acţiunea solicitărilor repetate.

Secţiunea unei piese rupte prin oboseală prezintă un aspect tipic cu două sau trei zone distincte. În majoritatea cazurilor ruperile prin oboseală pornesc de la fisuri care se amorsează la suprafaţa piesei. La unele piese cu defecte în interior, cum ar fi sudurile, ruperile pornesc de la aceste defecte. Atît la oţel , cît şi la aliaje de aluminiu, regiunea care mărgineşte originea rupturii are un aspect neted care se extinde către limitele zonei rupte prin oboseală, ceea ce este probabil rezultat din frecarea şi presarea una pe alta a suprafeţelor care vin succesiv în contact în timpul încărcărilor repetate, după ce ruperea propriu-zisă a fost amorsată. Suprafaţa netedă prezintă existenţa unor inele concentrice în jurul nucleului de rupere şi a unor linii radiale pornind de la acesta. Acest aspect permite adesea localizarea originii punctului de amorsare al ruperii (fig. 7.1).

Direcţia în care se dezvoltă fisura datorită oboselii este întotdeauna perpendiculară pe linia de acţiune a efortului. Pe măsură ce fisura progresează, secţiunea rămasă este mai mică şi efortul unitar pe această secţiune creşte (fig. 7.2). Stadiul limită se atinge cînd secţiunea rămasă nu mai poate suporta

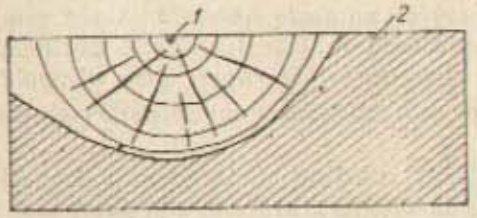



Fig. 7.1. Reprezentarea schematică a suprafeţei de rupere prin oboseală :
*1* — originea fisurii ; *2* — secţiune ruptă.

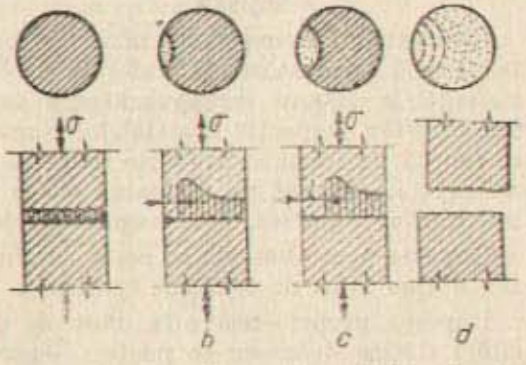



Fig. 7.2. Dezvoltarea *(a ... d)* fisurilor la oboseală.



efortul din ea şi în consecinţă se rupe. Această rupere poate fi fragilă sau plastică (ductilă), în funcţie de mărimea efortului din secţiune.

Dacă solicitarea este puternică, suprafaţa ruptă prin oboseală, caracterizată printr-o suprafaţă netedă, este relativ redusă, deoarece în secţiunea rămasă se ating repede eforturi unitare mari, apropiate de cele de rupere. Dacă solicitarea este mică atunci suprafaţa zonei ruptă prin oboseală trebuie să se dezvolte mai mult, pînă cînd în secţiunea rămasă se produce un efort unitar care să genereze ruperea.

Caracterul ruperii — fragil sau plastic — este determinat de o serie de factori. Factorii care favorizează producerea ruperii fragile în cazul solicitărilor repetate sînt aceiaşi care apar şi la solicitările statice ; zona fisurată prin oboseală acţionează ca un puternic concentrator de eforturi, care este favorabil ruperii fragile. Fenomenul de rupere fragilă a oţelurilor este influenţat şi de temperatura la care se produce solicitarea sau de aplicarea prin şoc a încărcării. Pentru ruperea fragilă este necesar ca în vîrful fisurii să se dezvolte deschideri plastice ale fisurii (cap. 3, § 3.5.4.3).

## 7.2. MODUL DE SOLICITARE REPETATĂ A ELEMENTELOR DE OŢEL

Solicitarea repetată a elementelor de oţel se poate produce în diferite moduri.

Piesele unor maşini care efectuează în mod permanent anumite mişcări fiind sub acţiunea unor încărcări repetate cu caracter variabil periodic, sau elemente de construcţie care susţin astfel de maşini, pot fi solicitate de eforturi a căror intensitate variază periodic în funcţie de timp. Variaţia eforturilor poate proveni fie din schimbarea mărimii încărcărilor, fie din variaţia poziţiei relative a încărcării faţă de piesă.

Admiţînd variaţia eforturilor unitare după o relaţie sinusoidală, mărimea acestora, pornind de la o valoare dată şi pînă ajunge din nou la aceeaşi valoare (variind în acelaşi sens), formează un ciclu de solicitare variabilă sau un ciclu oscilant (fig. 7.3) ; în decursul unui ciclu, efortul unitar trece o singură dată prin valoarea maximă $\sigma_{max}$ şi prin valoarea minimă $\sigma_{min}$.

După modul cum variază solicitările în timp apar mai multe tipuri de solicitări variabile, reprezentate prin ciclurile de solicitare. Tipurile de solicitare la oboseală, precum şi denumirea diferitelor cicluri se găsesc în tabelul 7.1.

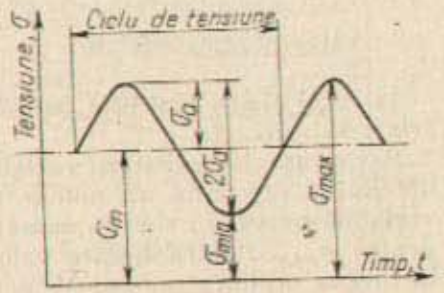
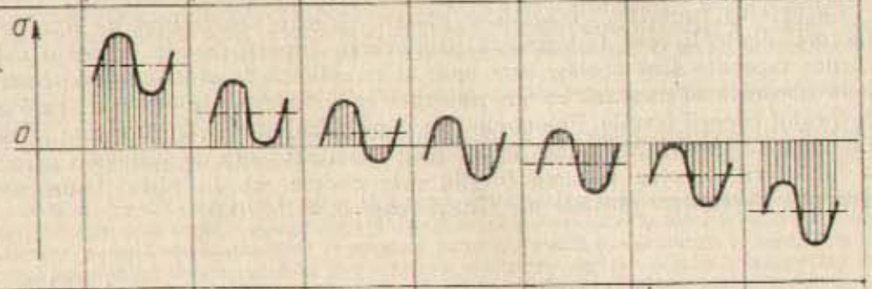



Fig. 7.3. Variaţia eforturilor unitare în timp, la solicitări repetate.

Tabelul 7.1

| | Cicluri ondulante pozitive | | Cicluri alternante | | | Cicluri ondulante negative | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | Cicluri asimetrice pozitive | | | Ciclu simetric | Cicluri asimetrice negative | | |
| | Ciclu ondulant pozitiv | Ciclu pulsant pozitiv | Ciclu alternant negativ | | Ciclu alternant negativ | Ciclu pulsant negativ | Ciclu ondulant negativ |
| |  | | | | | | |
| $\sigma_m$ | $>0$ | $\frac{1}{2}\sigma_{max}>0$ | $>0$ | $0$ | $<0$ | $\frac{1}{2}\sigma_{min}<0$ | $<0$ |
| $\lvert\sigma_m\rvert$ | $>\lvert\sigma_a\rvert$ | $\lvert\sigma_a\rvert$ | $<\lvert\sigma_a\rvert$ | $0$ | $<\lvert\sigma_a\rvert$ | $\lvert\sigma_a\rvert$ | $>\lvert\sigma_a\rvert$ |
| $\sigma_{max}$ | $>0$ | $>0$ | $>0$ | $>0$ | $>0$ | $0$ | $<0$ |
| $\sigma_{min}$ | $>0$ | $0$ | $<0$ | $<0$ | $<0$ | $<0$ | $<0$ |
| $\sigma_a$ | $\neq 0$ | $\lvert\frac{1}{2}\sigma_{max}\rvert$ | $\neq 0$ | $\sigma_{max}=\sigma_{min}$ | $\neq 0$ | $\frac{1}{2}\sigma_{min}$ | $\neq 0$ |
| $\rho$ | $+1>\rho>0$ | $0$ | $0>\rho>-1$ | $-1$ | $1>\rho>\infty$ | $\pm\infty$ | $+\infty>\rho>+1$ |

*Observație: Tabelul este valabil și pentru solicitări periodice de forfecare sau răsucire*

Astfel, dacă eforturile unitare nu schimbă de semn, ciclul se numește *ondulant* sau *oscilant*. Dacă eforturile unitare schimbă de semn, ciclul se numește *alternant*. În particular, dacă valoarea minimă a efortului unitar este nulă, ciclul se numește *pulsant*. Dacă ciclul alternant are valorile $|\sigma_{max}| = |\sigma_{min}|$ atunci ciclul se definește ca *ciclu simetric*, spre deosebire de ciclul alternant cu $|\sigma_{max}| > |\sigma_{min}|$ care este un *ciclu asimetric*.

În afară de eforturile unitare $\sigma_{max}$ și $\sigma_{min}$, un ciclu este caracterizat și prin alte mărimi derivate (v. fig. 7.3) cum sînt :

— amplitudinea tensiunii $\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2}$ ;

— valoarea medie a tensiunii $\sigma_{med} = \frac{\sigma_{min} + \sigma_{max}}{2}$ ;

— caracteristica ciclului $\rho = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$ .

În cazul cînd ciclul este pulsant $\rho = 0$, iar cînd ciclul este alternant simetric $\rho = -1$.

Rezistența la solicitări variabile periodice a unor epruvete metalice se determină supunînd un număr de 8...12 elemente identice la o solicitare variabilă avînd o anumită caracteristică a ciclului $\rho$ dată, cu diferite valori pentru $\sigma_{max}$. Pentru fiecare valoare $\sigma_{max}$ se obține un număr de cicluri $N$ la care se produce ruperea elementului. Relația care leagă valorile $\sigma_{max}$ și $N$



poate fi reprezentată sub forma unei curbe $\sigma - N$ (fig. 7.4). Această curbă poartă denumirea de *curbă de durabilitate* sau curbă Wöhler, de la numele celui care a trasat-o prima dată în anul 1852. Curba este reprezentarea grafică a relației între valoarea absolută a tensiunii maxime a ciclului de solicitare și durabilitatea epruvetei. Pentru numărul de cicluri $N$ se folosește de regulă o scară logaritmică ; pentru tensiuni se poate folosi fie o scară logaritmică fie o scară liniară.

Pentru epruvete netede din oțel se constată că după un număr de 2...5 milioane de cicluri, curba devine practic paralelă cu axa $N$ tinzînd asimptotic către o anumită valoare sub care se poate considera că piesa ar avea o durată de funcționare nelimitată. La alte elemente, cum sînt cele cu concentrări de eforturi, rezistența minimă la care se produce ruperea prin oboseală se atinge la un număr mai mare de cicluri ($n = 10^7$). Același fenomen apare și la ruperea elementelor din aliaje de aluminiu.

Efortul unitar maxim, în valoare absolută, ce poate fi aplicat piesei (epruvetei), fără să se producă ruperea după un număr de cicluri mai mare de $10^7$, se numește *limită de oboseală* $\sigma_0$.

Problema existenței unei limite de oboseală are mai mult un caracter științific, deoarece în realitate numărul de cicluri care poate apare în viața unei construcții obișnuite nu depășește de regulă $2 \cdot 10^6$. De altfel la acest număr de cicluri valoarea rezistenței la rupere prin oboseală este insensibil superioară valorii limitei de oboseală.

În alte cazuri cînd se poate stabili că numărul de cicluri care se produce pe durata de exploatare a construcției este mai mic, se poate admite ca rezistență limită valoarea efortului unitar la care se produce ruperea la numărul respectiv de cicluri.

Se definește ca *rezistență la durabilitate limitată* $\sigma_N$ efortul unitar maxim în valoare absolută, care poate fi aplicat piesei (epruvetei) fără să se producă ruperea la un număr dat de cicluri $N$. Aceasta este valoarea determinată experimental și folosită pentru verificarea la oboseală a elementelor de construcții metalice. Totuși în exprimarea tehnică curentă se folosește adesea denumirea de *rezistență la oboseală* în locul celei de rezistență la durabilitate limitată, în special în cazul cînd $N = 2 \cdot 10^6$.

Curbe $\sigma - N$ (Wöhler) pot fi trasate pentru diferite caracteristici ale ciclului $\rho$ (fig. 7.5). Valorile cele mai scăzute ale rezistențelor la care are loc

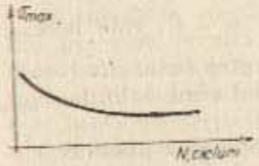



Fig. 7.4. Curba de durabilitate (curba Wöhler), pentru $\rho$ dat.

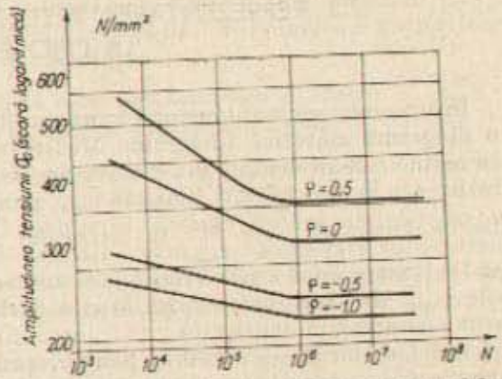



Fig. 7.5. Curbe de durabilitate pentru diferite valori $\rho$.

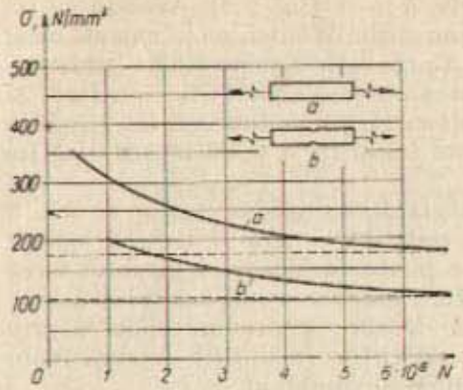



Fig. 7.6. Curbe de durabilitate:
*a* — epruvetă fără concentrator de efort;
*b* — epruvetă cu concentrator de efort.

ruperea datorită solicitărilor variabile sînt pentru $\rho = -1$; valorile $\sigma_0$ cresc odată cu coeficientul $\rho$. Pentru aceeaşi valoare a lui $\rho$ rezistenţele la oboseală sînt mai mari cînd efortul unitar maxim este compresiune şi mai reduse dacă efortul unitar maxim este întindere.

Valoarea rezistenţei la oboseală pentru o epruvetă netedă în cazul ciclului alternant simetric are valori mai mici decît limita de proporţionalitate. Valorile rezistenţelor la durabilitate limitată sînt de asemenea în funcţie de forma piesei, de concentratorii de tensiuni şi de tensiunile remanente din piesă. Aceşti factori conduc la o atingere prematură a tensiunilor care produc fisurile de oboseală şi cu atare reduc numărul de cicluri la care are loc ruperea. Curba de durabilitate pentru o piesă cu concentratori este mai coborîtă decît cea a unei epruvete netede fără concentratori de eforturi, fără tensiuni remanente (fig. 7.6).

Cercetări mai recente au fost efectuate pe elemente şi îmbinări de dimensiuni cît mai apropiate de cele reale, deoarece epruvetele mici nu dau întotdeauna rezultate concludente. Unii cercetători afirmă că factorul determinant pentru durata de viaţă a elementelor sudate este amplitudinea de solicitare ($\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min}$) şi nu coeficientul de asimetrie $\rho = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$.

## 7.3. REPREZENTAREA REZULTATELOR ÎNCERCĂRILOR LA OBOSEALĂ

În prezent, pentru domeniul construcţiilor metalice, este frecvent utilizată o diagramă sintetică (diagrama Moore-Jasper-Kommers) care este cuprinsă în normele de proiectare din numeroase ţări. În această diagramă se reprezintă rezistenţa la durabilitate limitată $\sigma_{max}$ pentru un anumit tip de piesă în funcţie de raportul $\rho = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$ în intervalul $\rho = +1$ şi $\rho = -1$; este necesar să fie trasate două curbe (fig. 7.7) şi anume: o curbă pentru cazul cînd valorile $\sigma_{max}$ sînt întinderi (curba *a*) şi o curbă pentru cazul cînd valorile $\sigma_{max}$ sînt compresiuni (curba *b*).

Astfel de curbe se stabilesc pentru epruvete care modelează anumite elemente de construcţie sau îmbinări. Se obţin în acest mod diferite curbe care servesc la determinarea unor valori de calcul necesare pentru proiectare. Trasarea curbelor se efectuează pe baza unor valori experimentale obţinute pe



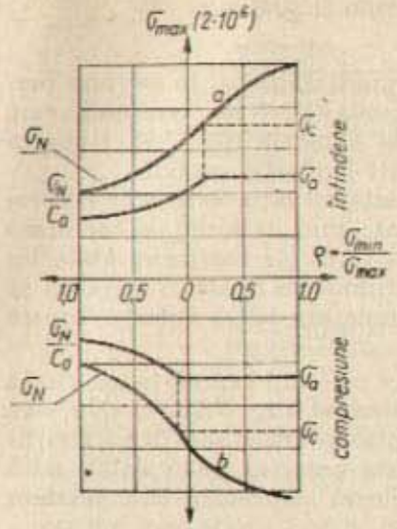



Fig. 7.7. Diagrama Moore-Jasper-Kommers.

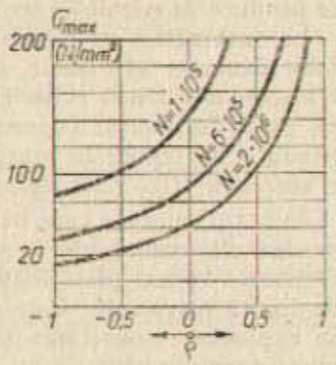



Fig. 7.8. Curba rezistenţelor $\sigma_{max}$ pentru diferite cicluri.

epruvete încercate la $2 \cdot 10^6$ cicluri. În figura 7.8 se prezintă curbele rezistenţelor $\sigma_{max}$ pentru alte cicluri. În practică trecerea la valori corespunzătoare unui alt număr de cicluri (de exemplu $10^6 \ldots 10^5$) se efectuează prin multiplicare cu coeficienţi supraunitari rezultaţi din curbe de tip Wöhler.

## 7.4. FACTORII CARE INFLUENŢEAZĂ REZISTENŢA LA OBOSEALĂ

### 7.4.1. EFECTUL CRESTĂTURILOR PE PIESE DIN OŢEL

Crestăturile au un efect defavorabil, reducînd rezistenţa la oboseală; această reducere se datoreşte în primul rînd concentrărilor produse de crestături, care favorizează formarea unor fisuri prin crearea unor tensiuni locale mari. Se foloseşte ca element de referinţă *coeficientul de reducere a rezistenţelor la oboseală* datorită concentrărilor de eforturi:

$$\beta = \frac{\textit{limita de oboseală a epruvetei netede fără concentrări de eforturi}}{\textit{limita de oboseală a epruvetei cu concentrări de eforturi}}.$$

Coeficientul $\beta$ mai poartă şi denumirea de *coeficient efectiv de concentrare a tensiunilor la solicitări repetate* (variabile).

În categoria crestăturilor pot fi incluse şi asperităţile suprafeţelor metalice aşa cum rezultă din laminare sau din eventuale degradări superficiale datorită unor acţiuni exterioare sau coroziunii. Piesele cu suprafeţe netede prelucrate mecanic au rezistenţe la oboseală superioare pieselor cu suprafeţe brute acoperite de oxizi de laminare.

O influenţă defavorabilă o are decarburarea zonelor superficiale ale pieselor din oţel datorită segregărilor sau altor acţiuni termochimice, deoarece prin reducerea elementelor de aliere se micşorează atît rezistenţa la rupere prin solicitări statice, cît şi rezistenţa la oboseală.

### 7.4.2. EFECTUL GĂURILOR PENTRU NITURI ŞI ŞURUBURI

La îmbinările cu nituri sau şuruburi, la marginea găurilor, în secţiuni perpendiculare pe direcţia efortului se produc concentrări ale tensiunii, care favorizează apariţia prematură a ruperilor prin oboseală (fig. 7.9). Ruperea se produce de regulă în secţiunea slăbită solicitată la efortul maxim.

La îmbinările cu şuruburi de înaltă rezistenţă situaţia este mai favorabilă, deoarece eforturile unitare sînt repartizate mai uniform pe secţiunea transversală. Dacă eclisele sînt într-un contact intim pe toată suprafaţa lor cu piesa îmbinată, ruperea îmbinărilor cu şuruburi de înaltă rezistenţă se produce de regulă la marginea eclisei, acolo unde are loc o variaţie bruscă a secţiunii (fig. 7.10, *b*).

În cazul eclisele care nu realizează un contact pe toată suprafaţa lor, fisura se dezvoltă de regulă la marginea zonei de contact (fig. 7.10, *c*). Nu s-au constatat ruperi prin oboseală în piese în dreptul găurilor sau în şuruburile de înaltă rezistenţă. Este evident că cele arătate anterior sînt valabile dacă în exploatare solicitarea maximă rămîne inferioară solicitării care produce alunecarea pieselor.

*Comportarea îmbinărilor cu flanşe cu şuruburi de înaltă rezistenţă pretensionate.* Comportarea unui şurub nepretensionat supus la o solicitare alternantă de amplitudine $F\left(\text{respectiv } \pm\frac{F}{2}\right.$ este arătată în figura 7.11. În acest caz şurubul nu preia decît eforturi de întindere, respectiv $+\frac{F}{2}$.

Dacă şurubul este pretensionat, el a suferit o alungire elastică $\delta_p$. În timp ce plăcile se scurtează cu $\delta_p$. Şurubul şi plăcile se pot compara cu două resoarte din care unul este întins şi celălalt comprimat.

În cazul cînd îmbinarea este supusă ulterior la un efort de întindere alternant, cele două resoarte acţionează în sens invers absorbind energia de deformaţie şi lucrînd ca adevărate amortizoare.

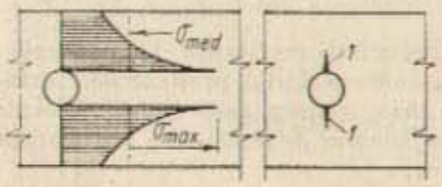



Fig. 7.9. Ruperea îmbinărilor cu nituri şi cu şuruburi obişnuite :
*1* — fisuri datorate oboselii.

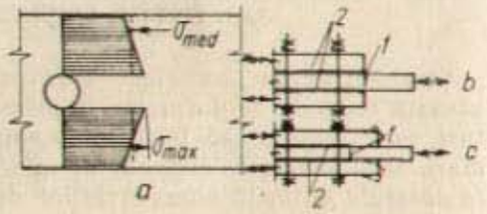



Fig. 7.10. Ruperea îmbinărilor realizate cu şuruburi de înaltă rezistenţă :
*a* — repartizarea tensiunilor ; *b* şi *c* — moduri de stringere ; *1* — fisuri ; *2* — zonă de contact.

Fig. 7.11. Comportarea unui şurub de înaltă rezistenţă nepretensionat supus la o solicitare alternantă.



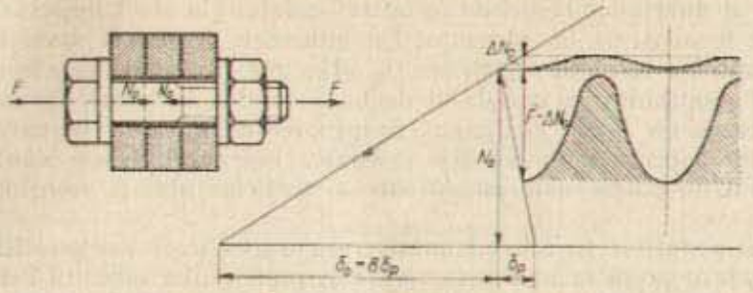



Fig. 7.12. Comportarea unui şurub de înaltă rezistenţă pretensionat supus la un efort de întindere ciclic.

Dacă un şurub este supus la un efort de întindere $F$, el nu suportă decît o parte $\Delta N_a$ din acest efort, diferenţa $F-\Delta N_a$ corespunzînd reducerii efortului de compresiune în piesele asamblate (fig. 7.12).

Dacă acest efort este ciclic $\Delta N_a$ şi $F-\Delta N_a$ sînt de asemenea ciclice, intensitatea acestor variaţii fiind funcţie de elasticitatea şurubului, respectiv a pachetului de piese.

Conform celor arătate anterior (v. § 6.3.4) $\Delta N_a$ depăşeşte 1/10 din efortul $F$ care se exercită în şurubul pretensionat. Aceasta explică comportarea bună la oboseală a acestui tip de îmbinări.

### 7.4.3. EFECTUL ÎMBINĂRILOR SUDATE

Îmbinările sudate introduc în piesă discontinuităţi care influenţează asupra rezistenţei la oboseală. Acest efect se datoreşte crestăturilor şi tensiunilor remanente.

— Efectul de crestătură se manifestă prin efectul de formă al piesei şi prin diferite crestături şi discontinuităţi superficiale sau interioare ale cordonului (topiri excesive, cratere, porozităţi, microfisuri şi incluziuni de zgură).

— Tensiunile remanente pot grăbi apariţia fisurilor interne în special în metalul de bază în zona influenţată termic, care are proprietăţi plastice reduse.

Îmbinările sudate cu cordoane fără defecte şi dimensionate astfel încît să poată prelua încărcarea maximă, care se aplică static, se rup în metalul de bază, în zona influenţată termic. În figura 7.13 este prezentat modul

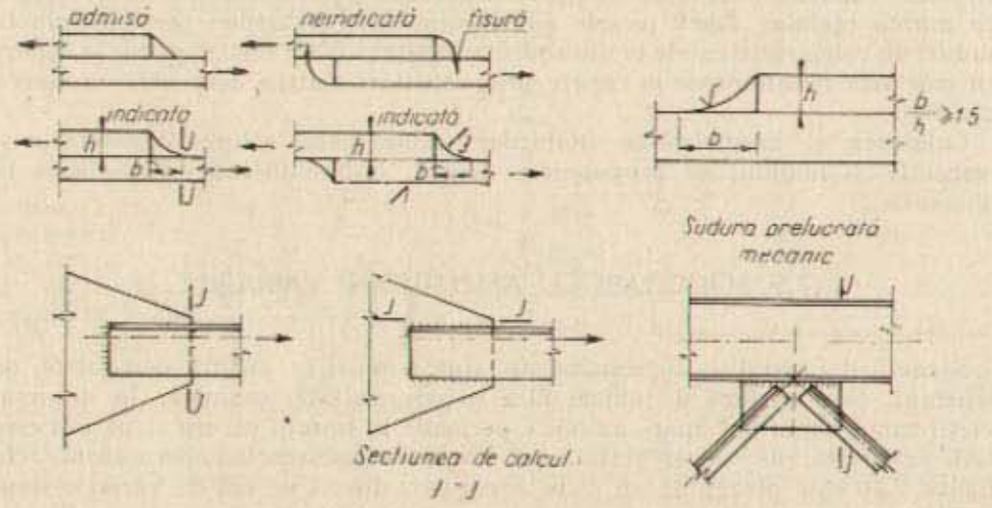



Fig. 7.13. Modul de rupere a unor tipuri de îmbinări.

de rupere al diferitelor tipuri de îmbinări sudate. Un efect important asupra rezistenței la oboseală îl are geometria îmbinării, respectiv severitatea concentratorului de tensiuni; sudurile în adîncime (îmbinări cap la cap), care restabilesc continuitatea metalului de bază conduc la rezistențe la oboseală ridicate, respectiv la un coeficient $\beta$ apropiat de unitate. În cazul în care sudurile au suprafața prelucrată mecanic, îndepărtîndu-se bombamentul, se obține o micșorare corespunzătoare a coeficientului $\beta$ mergînd pînă la $\beta = 1$.

În cazul sudurilor în relief frontale, asigurarea unei scurgeri line a eforturilor de la o piesă la alta prin forma și prelucrarea mecanică a cordonului, mărește rezistența la oboseală; sudurile ușor concave sau plane și în special cele cu catete inegale (fig. 7.13) apar superioare cordoanelor convexe. La prinderile cu suduri laterale ruperea se produce de regulă la variația de secțiune a ansamblului. Polizarea suprafeței cordoanelor în acest caz nu apare eficientă. O influență favorabilă o prezintă evitarea craterelor de la extremitățile sudurilor laterale.

Prinderile cu sudură ale unor elemente nesolicitate pot de asemenea influența rezistența la oboseală a elementelor. Aceste elemente suplimentare și cordoanele de prindere aferente sînt concentratori care reduc rezistența la oboseală. Un efect mai important îl au elementele cu suduri transversale pe direcția efortului (fig. 7.14). O îmbunătățire a comportării la oboseală o aduce crearea unei racordări line între elemente, care asigură o scurgere fără perturbări importante a eforturilor (v. fig. 7.13).

În figura 7.15 sînt prezentate diagramele comparative ale rezistențelor la durabilitate limitată pentru diferite tipuri de îmbinări realizate la piese din oțel de tip OL 37 [32].

Influența defectelor cordoanelor sudate este dată la capitolul 16.

### 7.4.4. INFLUENȚA CALITĂȚII OȚELULUI

Caracteristicile mecanice au o influență mai substanțială în cazul cînd elementele nu au concentrări importante de eforturi (de exemplu în cazul pieselor netede sau al îmbinărilor sudate în adîncime, prelucrate mecanic). În acest caz rezistența la durabilitate limitată, respectiv la oboseală, crește cu marca oțelului. Dacă piesele au concentratori puternici (de exemplu la suduri de colț), rezistențele la durabilitate limitată cresc relativ puțin în raport cu mărimea rezistențelor la rupere prin solicitări statice, respectiv cu marca oțelului.

Calmarea și normalizarea oțelurilor influențează asupra tenacității și respectiv a modului de propagare a fisurii, îmbunătățind comportarea la oboseală.

## 7.5. SOLICITĂRI CU AMPLITUDINI VARIABILE

Structurile metalice în exploatare sînt supuse la cicluri neregulate de tensiuni, care variază de obicei fără o periodicitate anumită. În decursul vieții construcției pot apare anumite perioade în timpul cărora structura este slab solicitată, de obicei static, sub acțiunea încărcărilor permanente. În figura 7.16 este prezentat un ciclu neregulat, diferit de cel cu variație sinusoidală.



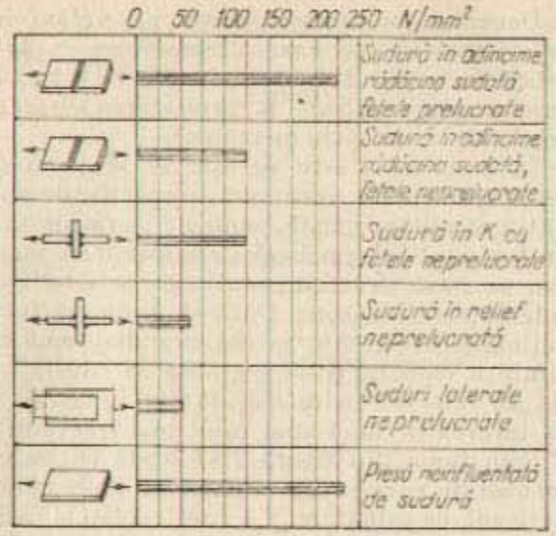



Fig. 7.14. Influența formei îmbinării asupra rezistenței la oboseală.

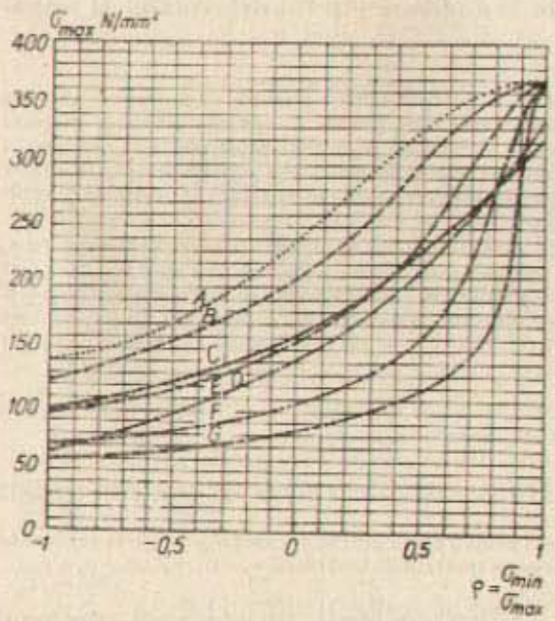



Fig. 7.15. Comparația limitelor la oboseală la $2 \cdot 10^6$ cicluri: *A* — oțel de bază; *B* — sudură cap la cap de calitate 1 axinată, paralelă sau perpendiculară pe sensul efortului; *C* — îmbinare cu eclisă dublă și șuruburi de înaltă rezistență pretensionate; *D* — sudură cap la cap perpendiculară pe sensul efortului, radiografiată; *E* — îmbinare cu eclisă dublă nituită; *F* — sudură perpendiculară pe sensul efortului, în condiții dificile; *G* — sudură cu dublă eclisă sudată.

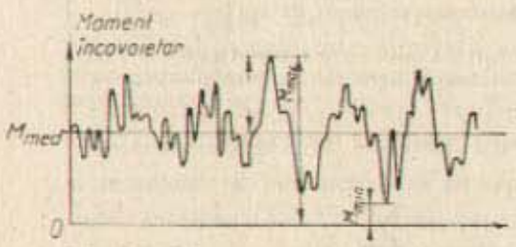



Fig. 7.16. Variația momentelor la încărcări neperiodice.

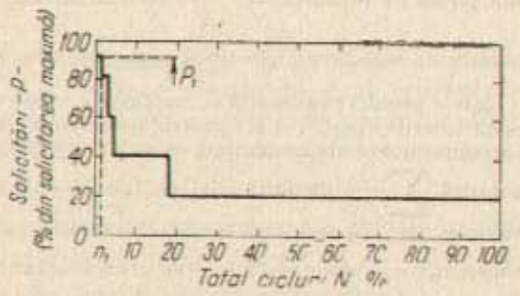



Fig. 7.17. Spectrul tip al variației eforturilor unitare la structuri cu încărcări mobile (poduri rulante, convoaie de cale ferată etc.).

Deoarece în prezent există un volum important de informații, date și valori stabilite pe baza a numeroase experimentări efectuate în regimul de solicitare variabil sinusoidal (tab. 7.1), trebuie stabilit în ce mod pot fi aplicate aceste rezultate la proiectarea elementelor de construcții metalice în condițiile unui ciclu neregulat.

În acest sens este necesar să se cunoască diagrama de încărcare denumită spectrul de încărcare, respectiv de solicitare al elementului. Deși încă puțin studiate, există pentru o serie de domenii spectre de încărcare care au fost stabilite pe bază de măsurători tensometrice efectuate pe construcții sau pe bază de studii statistice privind frecvența posibilă a încărcărilor și intensitatea acestora. Dacă se grupează încărcările maxime pe perioadele de acționare respective se obține o diagramă ca în figura 7.17. La marea majoritate a construcțiilor metalice se constată că încărcările maxime se aplică pe un interval redus din durata totală de existență a construcției în timp ce încărcările mici apar mult mai frecvent.

Solicitarea din figura 7.17 arată că nu este rațional să se proiecteze elementul de construcție metalic pe baza aplicării sarcinii maxime $P_1$ pe toată perioada de solicitare $N$ a construcției și nici numai pe perioada respectivă $n_1$, deoarece în acest caz nu s-ar lua în considerare efectul defavorabil al solicitărilor variabile mai mici.

Pentru a se lua în considerare solicitările cu amplitudine variabilă sînt propuse diferite metode. Cea mai simplă și mai bine cunoscută, este *legea liniară a defectelor cumulate* propusă de Palmgren și perfecționată de Miner. Metoda se bazează pe considerarea efectelor produse în timpul fiecărui ciclu corespunzător unui anumit nivel de solicitare. Durabilitatea, respectiv viața construcției în condiții de solicitare cu amplitudine variabilă se referă la curba de durabilitate $\sigma - N$ [56].

Se consideră de exemplu, că o epruvetă este supusă la $n_1$ cicluri de solicitare maximă $\sigma_1$ pentru care numărul de cicluri la care se produce distrugerea prin oboseală este $N_1$. În acest caz raportul $n_1/N_1$ reprezintă o măsură a duratei la care capacitatea portantă a epruvetei este epuizată. Regula liniară a defectelor cumulate presupune că distrugerea se va produce atunci cînd suma rapoartelor ciclurilor pentru diferite solicitări va fi egală cu unitatea, adică:

$$\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \ldots + \frac{n_i}{N_i} + \ldots = \sum_{i=1}^{d} \frac{n_i}{N_i} = 1. \qquad (7.1)$$

Determinarea efortului maxim $\sigma_1$ la care are loc distrugerea datorită fenomenului de oboseală se face în modul următor:

se trasează curba de durabilitate (Wöhler) pentru elementul sau îmbinarea a cărei rezistență la oboseală urmează să se determine. Se stabilește spectrul de încărcare $\sigma_1 - n_1$, $\sigma_2 - n_2$, $\sigma_3 - n_3 \ldots$ sub formă de rapoarte $\frac{n_1}{N}$, $\frac{n_2}{N}$, $\frac{n_3}{N}$ ... în care $N$ este durata totală a vieții construcției (durata de solicitare); eforturile unitare se dau de asemenea în raport de $\sigma_1$, $\left(\frac{\sigma_2}{\sigma_1}, \frac{\sigma_3}{\sigma_1} \ldots\right)$

Într-o primă aproximație se stabilește o valoare arbitrară a lui $\sigma_1$ în raport cu care se determină valorile $\sigma_2$, $\sigma_3$, ... $\sigma_i$; pentru aceste valori se determină din curba de durabilitate valorile corespunzătoare ale numărului de cicluri limită $N_1$, $N_2$, $N_3$ ... (fig. 7.18). Se calculează apoi valoarea $\sum \frac{n_i}{N_i}$ conform relației (7.1). Practic această valoare va rezulta diferită de 1. Dacă valoarea este supraunitară înseamnă că viața construcției este inferioară celei admise și în consecință $\sigma_1$ trebuie să fie inferior celui adoptat inițial. Dacă $\sum \frac{n_i}{N_i} < 1$ rezultă că valoarea $\sigma_1$ poate fi mărită. Determinarea valorii $\sigma_1$ se face prin încercări.

Regula teoretică stabilită anterior este verificată pe baza unor încercări pe mașini care produc solicitări de diferite amplitudini pe bază de program. În acest scop s-au stabilit spectre tip, caracteristice pentru diferite tipuri de elemente și încărcări (fig. 7.19).



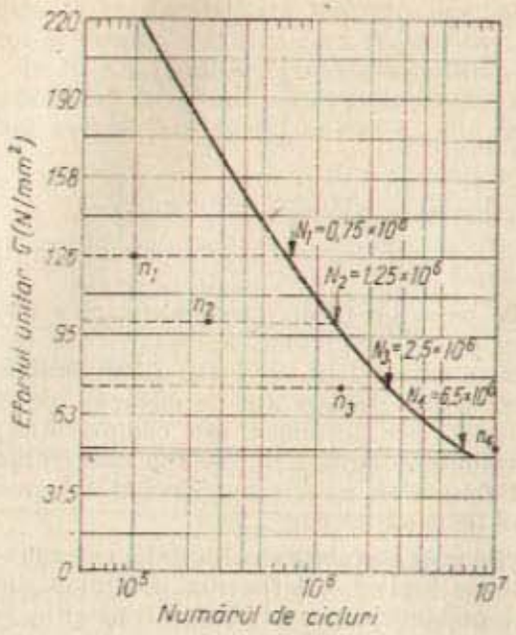
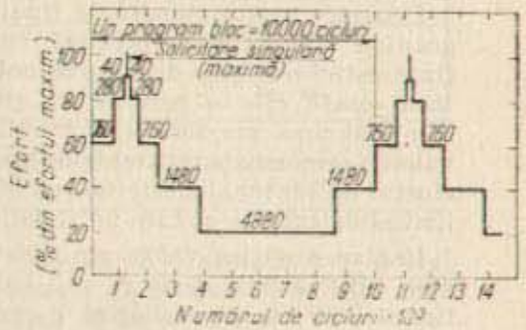



Fig. 7.18. Curba de durabilitate $\sigma - N$ și determinarea valorilor necesare calculului la oboseală prin metoda defectelor cumulate.

Fig. 7.19. Spectru de încărcare experimentală, folosit la mașini de încercare cu program.




În ceea ce privește rezultatele obținute, apar unele diferențe în funcție de faptul dacă inițial se aplică sarcinile maxime sau cele minime. Astfel, în o serie de cazuri faptul că inițial sînt aplicate sarcinile maxime aceasta duce la o grăbire a procesului de deteriorare a elementului prin apariția unor fisuri la oboseală care apoi sînt amplificate în timp de eforturile mai mici care urmează.

Încercările efectuate la solicitări de amplitudine constantă (variabile sinusoidal) dau în continuare un material prețios, avînd următoarele avantaje:

— dau rezultate cu aceeași împrăștiere ca și încercările efectuate cu amplitudine variabilă pe bază de program;

— pun în evidență efectul modificărilor de concepție în structura de rezistență;

— arată secțiunile din structură care sînt sensibile la efectul fenomenului de oboseală.

O serie de cercetări urmăresc să stabilească o corelație între rezultatele încercărilor pe elemente solicitate variabil după un spectru care simulează solicitările reale și cele obținute pe elemente supuse la solicitări cu amplitudine constantă pentru care există în prezent numeroase valori experimentale.

## 7.6. VERIFICAREA ELEMENTELOR LA OBOSEALĂ

Prescripțiile de proiectare actuale se bazează pe determinarea rezistențelor la durabilitate limitată $\sigma_N - \rho$. Aceste rezistențe sînt reprezentate pe baza unor experimentări efectuate pe diferite tipuri de piese cu diferiți concentratori de eforturi. În general în cadrul experiențelor s-au efectuat determinări pentru valorile $\rho = 0.5$, $\rho = 0$, $\rho = -0.5$ și $\rho = -1$, la un număr de $2 \cdot 10^6$ cicluri. Valorile intermediare se deduc cu relația stabilită de Stüssi (7.2), folosind $\sigma_{-1}$ (corespunzătoare valorii $\rho = -1$); celelalte valori experimentale servesc la verificarea valorilor teoretice:

$$\sigma_a = \sigma_{-1} \frac{\sigma_r (\sigma_r - \sigma_{med})}{\sigma_r (\sigma_r - \sigma_{med}) + \sigma_{-1} \cdot \sigma_{med}}. \qquad (7.2)$$

Introducînd în relația (7.2) valorile :

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2}; \quad \sigma_{med} = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \text{ și } \sigma_{min} = \rho\sigma_{max},$$

se obține o ecuație în funcție de $\sigma_{max}$ și $\rho$ :

$$\sigma_{max}\left\{\sigma_r[(1-\rho)\sigma_r + (1+\rho)\sigma_{-1}] - (1-\rho^2)\frac{\sigma_{max}}{2}(\sigma_r^2 - \sigma_{-1})\right\} - 2\sigma_{-1}\cdot\sigma_r^2 = 0. \tag{7.2'}$$

Deoarece există numeroase tipuri de piese s-a făcut o sistematizare a lor, grupînd tipurile care prezintă curbe $\sigma_N - \rho$ cu valori apropiate. S-a obținut astfel o familie de 8 curbe notate cu cifrele *1, 2.... 8* (fig. 7.20). Practic însă există cîte o pereche de curbe pentru fiecare tip de element, după cum valoarea maximă a efortului unitar este întindere sau compresiune ; valorile minime ale rezistențelor la durabilitate limitată se obțin în cazul cînd efortul unitar maxim este întindere. Rezistențele $\sigma_N$ se raportează la valoarea limitei de curgere $\sigma_c$ care nu trebuie să fie depășită (fig. 7.7).

Pentru a obține valori ale rezistențelor la durabilitate limitată corespunzînd altor cicluri decît $N = 2{\cdot}10^6$ se multiplică valorile din diagrama din figura 7.20 cu un coeficient $c$ care reprezintă raportul dintre rezistența la durabilitate limitată corespunzătoare numărului de cicluri respectiv și re-

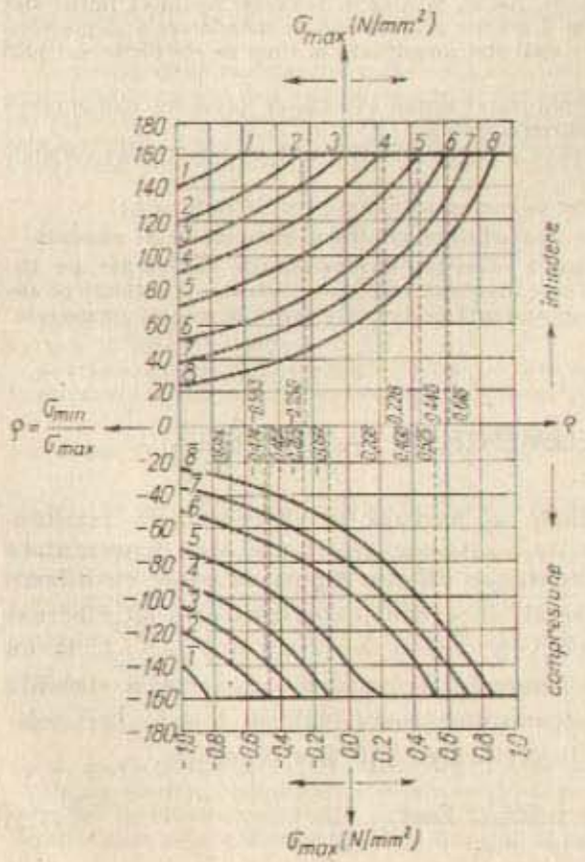



Fig. 7.20. Diagramele rezistențelor de durabilitate limitată $\left(\frac{\sigma_N}{c_0}\right)$.



zistența la durabilitate limitată pentru $2{\cdot}10^6$ cicluri. Valorile respective se pot determina din diagrama Wöhler (fig. 7.5 și 7.6).

În STAS 10108/0-78 curbele rezistențelor la durabilitate limitată se dau sub formă de relații conform tabelului 7.2 care dau $R_0 = \gamma R$. Verificarea se face comparînd efortul unitar $\sigma_{ef}$ din încărcările normate cu $R_0$

$$\sigma_{ef} \leqslant \gamma R. \tag{7.3}$$

*Tabelul 7.2*

| Metode de calcul | Efortul maxim în valoare absolută este întindere | Efortul maxim în valoare absolută este compresiune |
|---|---|---|
| Stări limită ($\gamma R$ ; $\gamma R_c$) | $\gamma = \frac{c}{a - b\rho}$ | $\gamma = \frac{c}{b - a\rho}$ |
| Rezistențe admisibile ($\gamma_a\sigma_a$ ; $\gamma_a\tau_a$) | $\gamma_a = \frac{c}{a - b\rho}c_0$ | $\gamma_a = \frac{c}{b - a\rho}c_0$ |

În metoda rezistențelor admisibile care se aplică în continuare la calculul structurilor metalice ale unor utilaje se folosește un coeficient de siguranță $c_0 = 1{,}3$ (v. tab. 7.2 și fig. 7.7), iar verificarea se face cu relația

$$\sigma_{ef} \leqslant \gamma_a\sigma_a ; \tag{7.4}$$

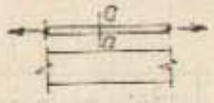
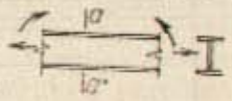
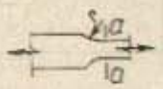
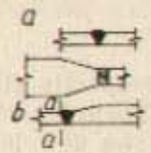
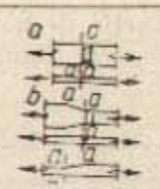
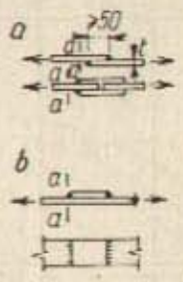
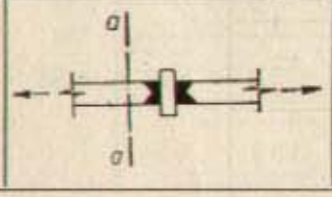
$\gamma$ și $\gamma_a$ corespund metodei rezistențelor admisibile, respectiv stărilor limită ; $\sigma_{ef}$ provine din încărcările normate. Valorile coeficienților corespunzători celor 8 curbe sînt dați sub formă de valori tabelate sau de relații în funcție de caracteristica ciclului $\rho$ (tab. 7.2).

Coeficienții *a*, *b* și *c* se iau din tabelul 7.3 în funcție de numărul de cicluri care pot apărea în timpul duratei construcției și de tipul elementului sau al îmbinării ; $c_0 = 1{,}3$.

*Tabelul 7.3.*

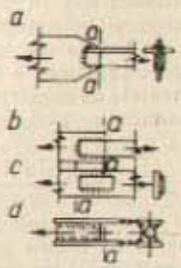
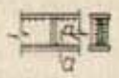
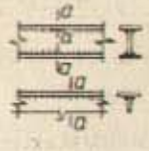
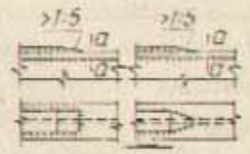
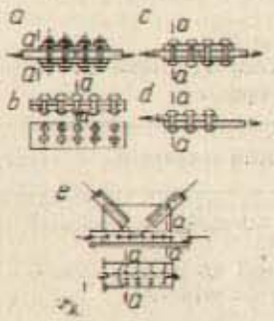
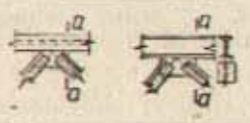
| | Grupa de încadrare | Coeficienții | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | *a* | *b* | *c* pentru numărul de cicluri, în milioane | | | | |
| | | | | 0,5 | 1,0 | 2,0 | 3,0 | ⩾ 5,0 |
| OL 37 RGA37 | 1 | 1,20 | 0,60 | 1,2 | 1,1 | 1,0 | 0,95 | 0,9 |
| | 2 | 1,30 | 0,70 | | | | | |
| | 3 | 1,55 | 0,95 | 1,3 | | | | |
| | 4 | 1,85 | 1,25 | | | | | |
| | 5 | 2,10 | 1,50 | | | | | |
| | 6 | 2,75 | 2,15 | 1,4 | 1,2 | | | 0,85 |
| | 7 | 3,50 | 2,90 | | | | | |
| | 8 | 4,80 | 4,20 | | | | | |
| OL 44 OL 52 OCS 44 RCB 52 | 1 | 1,25 | 0,65 | 1,2 | 1,1 | 1,0 | 0,95 | 0,9 |
| | 2 | 1,45 | 0,85 | | | | | |
| | 3 | 1,80 | 1,20 | 1,4 | 1,2 | | | |
| | 4 | 2,40 | 1,80 | | | | | |
| | 5 | 2,75 | 2,15 | | | | | |
| | 6 | 3,80 | 3,20 | 1,6 | 1,3 | | | 0,85 |
| | 7 | 4,80 | 4,20 | | | | | |
| | 8 | 6,00 | 5,40 | | | | | |

*Tabelul 7.4*

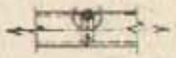
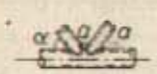
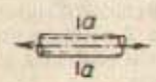
| Nr. crt. | Schema îmbinării și poziția secțiunii de calcul a — a | Caracteristica secțiunii | Grupa elementelor sau îmbinărilor |
|---|---|---|---|
| 0 | 1 | 2 | 3 |
| 1 |  | Metalul de bază cu suprafața rezultată din laminare, neprelucrată și cu marginile rezultate din laminare, tăiere sau prelucrare mecanică în secțiuni departe de suduri, nituri sau șuruburi . . . . . | 1 |
| 2 |  | Idem, dar cu marginile rezultate din tăiere cu flacăra de gaz :<br>— tăiere automată . . . . . | 2 |
| | | — tăiere manuală . . . . . | 4 |
| 3 |  | Metal de bază cu suprafața rezultată din laminare și marginile prelucrate mecanic în cazul trecerii de la o lățime la alta cu o racordare curbă de rază :<br>— $r$ = 200 mm . . . . . | 1 |
| | | — $r$ = 10 mm . . . . . | 4 |
| 4 |  | Metalul de bază în locul trecerii spre o îmbinare cu sudură neprelucrată dar care are o trecere suficient de lină :<br>a) — în cazul în care îmbinările tablelor au aceeași lățime și grosime . . . . | 4 |
| | | b) — în cazul îmbinărilor tablelor de lățimi diferite sau de grosimi diferite cu o trecere lină . . . . . | 5 |
| 5 |  | Metal de bază în locul trecerii spre o îmbinare cu sudură prelucrată în acest loc prin polizare sau frezare :<br>a) — în cazul îmbinării tablelor de aceeași lățime și grosime . . . . . | 2 |
| | | b) — în cazul îmbinării tablelor de lățimi sau grosimi diferite . . . . . | 3 |
| 6 |  | Metal de bază în locul trecerii spre o sudură în relief transversală (frontală)<br>a) — în cazul transmiterii efortului prin suduri fără prelucrare mecanică dacă raportul catetelor este 1 : 1,5 (cînd cateta mare este în lungul efortului) . . | 7 |
| | | — idem, în cazul prelucrării mecanice a trecerii de la sudură la metalul de bază | 4 |
| | | b) — fără prelucrare mecanică în cazul transmiterii efortului prin metalul de bază . . . . . | 6 |
| | | — idem, în cazul polizării trecerii de la sudură spre metalul de bază . . . . . | 4 |
| 7 |  | Metalul de bază la îmbinări cu placă transversală în cazul trecerii line a sudurii spre metalul de bază :<br>— cu pătrundere adîncă a îmbinării . . | 7 |
| | | — idem, cu prelucrarea mecanică a trecerii de la cordonul de sudură la metalul de bază . . . . . | 4 |



*Tabelul 7.4* (continuare)

| 0 | 1 | 2 | 3 |
|---|---|---|---|
| 8 |  | Metalul de bază la îmbinări cu suduri în relief laterale care lucrează la forfecare din forță axială, în locurile trecerii de la element la capătul sudurilor laterale, indiferent de prelucrare :<br>a) — cu două suduri laterale . . . . . | 8 |
| | | b) — cu suduri frontale și laterale . . | 8 |
| | | c) — în cazul trecerii efortului prin metalul de bază . . . . . | 8 |
| | | d) — piese de ancorare pentru fixarea cablurilor metalice . . . . . | 8 |
| 9 |  | Metalul de bază în apropierea diafragmelor și rigidizărilor sudate cu suduri în relief de tălpile întinse ale grinzilor și elementelor fermelor :<br>— fără prelucrarea mecanică a sudurilor, dar în cazul unei treceri line de la sudură la metal în cazul sudării manuale și semiautomate . . . . . | 4 |
| | | Idem, în cazul prelucrării mecanice a sudurilor . . . . . | 2 |
| 10 |  | Secțiuni dublu T sudate, T sudate și de alte tipuri, sudate cu suduri longitudinale neîntrerupte :<br>— sudură automată cînd efortul acționează în lungul axei sudurii în metalul de bază | 2 |
| | | — în cazul sudării manuale . . . . . | 3 |
| 11 |  | Talpa unei grinzi sudate în locul unde se termină tabla de dublare a tălpii în cazul micșorării grosimii (lățimii) tablei care dublează talpa cu o pantă de 1 : 5 fără prelucrare mecanică a sudurii frontale (transversale) cu raportul catetelor 1 : 2 | 7 |
| 12 |  | Metalul de bază în secțiunile :<br>a) lîngă îmbinări cu șuruburi de înaltă rezistență . . . . . | 3 |
| | | b) în îmbinări cu nituri sau în dreptul găurilor libere . . . . . | 4 |
| | | c) în îmbinări cu nituri cu două secțiuni de forfecare . . . . . | 5 |
| | | d) în îmbinări cu nituri cu o secțiune de forfecare . . . . . | 6 |
| | | e) în dreptul primului rînd de nituri care prind gusee de elementele continue ale grinzilor cu secțiune plină sau grinzilor cu zăbrele și de asemenea la capătul tablei care dublează talpa elementului încovoiat | 4 |
| 13 |  | Gusee de formă dreptunghiulară sudate în continuarea tălpii sau în T pe elemente de construcții fără prelucrarea mecanică a trecerii de la gusen la element . . . . . | 8 |

*Tabelul 7.4* (continuare)

| 0 | 1 | 2 | 3 |
|---|---|---|---|
| 14 | | Gusee sudate în continuare sau în T de inimile și tălpile grinzilor și de asemenea de elementele fermelor, cînd au forme curbe de racordare și prelucrare mecanică a trecerii de la gusee la elementele de construcții în cazul pătrunderii sudurii pe toată grosimea guseului . . . . . | 4 |
| 15 | | Gusee dreptunghiulare sau de formă trapezoidală sudate pe contur de tălpile grinzilor fără prelucrarea mecanică a zonelor de concentrare a eforturilor . . . . . | 7 |
| 16 | | Gusee de formă trapezoidală sudate cu două suduri laterale și două suduri frontale (cu raportul catetelor 1 : 1 pentru suduri laterale și 1 : 1,5 pentru sudurile frontale) în cazul prelucrării mecanice a sudurilor de la capetele guseelor . . . . . | 5 |
| 17 |  | Metalul de bază al țevilor lîngă cordonul de sudură realizat cu piesă suport . . . . | 4 |
| 18 | | Metalul de bază al țevii diagonalei întinse în cazul $S = \frac{\delta}{D} = \frac{1}{14}$ unde : $\delta$ și $D$ sînt grosimea și diametrul exterior al țevii tălpii | 8 |
| 19 |  | Metalul de bază al țevii diagonalei întinse cînd $\gamma_t = \frac{d}{D} = 0{,}4 \ldots 0{,}7$<br>$\alpha = 45° \ldots 60°$ în cazul :<br>$S \geqslant 1/14$ . . . . . 6<br>$1/14 > S \geqslant 1/20$ . . . . . 7<br>$1/20 > S \geqslant 1/35$ . . . . . 8<br>unde :<br>$S$ — vezi punctul 18<br>$d$ și $D$ — diametrele exterioare ale țevilor diagonalelor și tălpii | |
| 20 | vezi fig. de la punctul 12, *a* | Șuruburile de înaltă rezistență . . . . | 1 |
| 21 | vezi fig. 12, *c*<br>vezi fig. 12, *d* | Nituri (în cazul calculului la forfecare și strivire)<br>— cu două secțiuni de forfecare . . . . 4<br>— cu o secțiune de forfecare . . . . . 5 | |
| 22 |  | Metalul de bază al tijelor întinse filetate, din oțel marca OL 37, la filet :<br>M 24 . . . M 48 . . . . . 4<br>M 56 . . . M 72 . . . . . 6 | |



Încadrarea elementului (îmbinării) într-una din cele 8 grupe corespunde tipului de concentrator ; cifrele mari corespund concentratorilor care conduc la rezistențe minime la durabilitate limitată (tabelul 7.4).

În cazul cînd acționează concomitent eforturi $\sigma$ și $\tau$ se pot folosi formule de interacțiune de tipul :

$$f\left(\frac{\sigma}{\gamma_\sigma \cdot R} ; \frac{\tau}{\gamma_\tau \cdot R_\tau}\right) \leqslant 1, \qquad (7.4')$$

unde $\sigma$ și $\tau$ sînt eforturile unitare efective acționînd concomitent ; $\gamma_\sigma R$ și $\gamma_\tau R_\tau$ sînt rezistențele la durabilitate limitată pentru cazul eforturilor care ar acționa separat. De multe ori este suficient să se efectueze verificarea la efortul predominant.

Dacă nu există alte indicații, la grinzile de rulare se consideră că în timpul perioadei de exploatare se produc :

— la poduri rulante cu regim greu (III) $5 \cdot 10^5$ cicluri ;
— la poduri rulante cu regim foarte greu (IV) $10^6$ cicluri ;
— la poduri rulante cu regim foarte greu continuu (V) $2 \cdot 10^6$ cicluri.

Considerarea ciclului de încărcare real (spectrului de încărcare) se realizează prin admiterea în calcul a unui singur pod rulant, cel care dă solicitările $\sigma$ și $\tau$ maxime.

## 7.7. MĂSURI CONSTRUCTIVE PENTRU REDUCEREA EFECTULUI DE OBOSEALĂ

La proiectarea și executarea elementelor de construcții metalice este deosebit de important ca prin măsuri constructive să fie redus la minimum efectul aplicării repetate a sarcinilor și să fie eliminat pericolul de rupere prin oboseală.

În condiții date de solicitare variabilă, factorul cel mai important rămîne forma geometrică a elementului sub toate aspectele sale. O trecere în revistă a curbelor de oboseală *1, 2, 3 . . . 8*, și a datelor din tabelul 7.4 permite să se stabilească sensibilitatea la oboseală a diferitelor tipuri de elemente și îmbinări. La elementele sudate se constată că îmbinările cu suduri în adîncime au o comportare superioară îmbinărilor cu suduri în relief. Este necesar ca *elementele supuse la solicitări care produc fenomenul de oboseală să fie de preferință cu secțiune plină și nu cu zăbrele*, deoarece la acestea din urmă predomină prinderi cu suduri în relief ale barelor.

O îmbunătățire a comportării pieselor se realizează prin polizarea sudurilor cap la cap și printr-o racordare lină la variațiile de secțiune.

Trebuie evitată variația bruscă în geometria unei piese (prin sudarea unor elemente) care conduce la micșorarea rezistenței la oboseală ; de aceea la grinzile cu secțiune plină se va evita sudarea nervurilor sau a altor elemente de talpa întinsă (fig. 7.21).

Sudurile care leagă talpa de inimă vor fi realizate continue, deoarece cordoanele discontinue introduc concentrări de tensiuni la extremitățile lor.

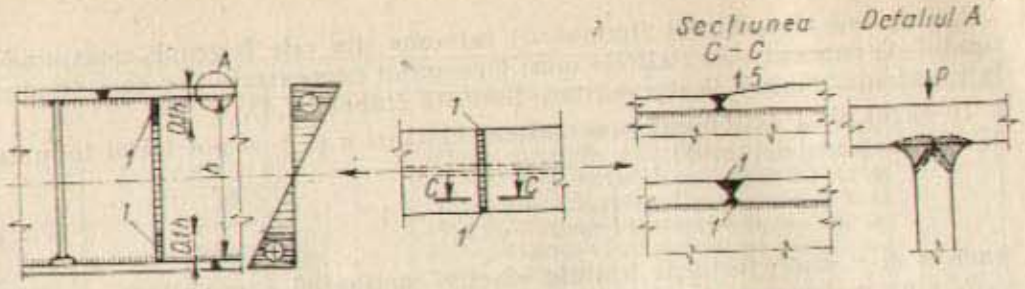



Fig. 7.21. Exemple de realizare a cordoanelor de sudură :
1 — zonă polizată.

La talpa unde acționează direct încărcarea $P$ sudurile continue vor trebui să fie pătrunse integral pentru a evita concentratori (*detaliul A* fig. 7.21).

Tăierea manuală cu flacără, cu neregularitățile aferente și modificarea nefavorabilă a structurii metalului, cu eforturile remanente de întindere care apar, creează condiții favorabile pentru dezvoltarea fisurilor de oboseală. De aceea se recomandă ca tăierea să se facă cu instalații automate, rezultînd o margine netedă. Dacă tăierea este manuală se va îndepărta prin prelucrare metalul influențat de tăiere pe o lățime de 3...5 mm.

Ansamblul măsurilor prevăzute mai sus se aplică diferențiat în funcție de solicitarea elementului. La elementele în care predomină eforturile unitare de compresiune măsurile sînt mai puțin severe decît la cele supuse la întindere.

Un efect deosebit îl pot avea tensiunile remanente care se dezvoltă în piesele sudate. Cînd tensiunile remanente de întindere coincid cu puncte de maximă solicitare la întindere, provenite din încărcări, și mai ales în cazul cînd materialul în acel punct nu este suficient de tenace, este favorizată apariția prematură a fisurii din oboseală. Cînd în punctele cu eforturi unitare maxime de întindere există eforturi remanente de compresiune, acestea din urmă au un efect favorabil, reducînd efectul celor dintîi.

Pentru a atenua efectul concentrărilor de tensiune se aplică metoda *de detensionare* folosită și la elementele supuse la solicitări statice la care se urmărește eliminarea tendinței de rupere fragilă. În acest scop se aplică elementului o solicitare superioară solicitării maxime care apare în exploatare, creînd în acest mod tensiuni remanente favorabile.

Dacă prin solicitare în zona cu eforturi unitare de întindere se produc deformații plastice [56], la descărcare în această zonă apar tensiuni remanente de compresiune (fig. 7.22, *a*) ; curba *3* a tensiunilor remanente se determină scăzînd din valorile eforturilor date de curba *2* cu zone de plastificare, eforturile date de curba *1* care reprezintă valorile eforturilor unitare considerînd comportarea elastică a oțelului. Considerînd că în continuare se aplică un efort unitar pulsant (fig. 7.22, *b*) a cărui valoare este dată de curba *4*, datorită tensiunilor remanente, eforturile unitare efective deduse prin scăderea diagramei *3* din diagrama *4* vor fi date de curba *5*. În consecință, lîngă gaură, unde există pericolul de amorsare a fisurii, domeniul eforturilor unitare variază între punctele *C* și *D* situate pe curbele *3* și *5*. Valorile eforturilor unitare de întindere rezultă sensibil mai reduse, și deși în această zonă apare o solicitare alternantă, în ansamblu însă situația este de regulă mai favorabilă.

Un efect mai favorabil apare în cazul cînd solicitarea ulterioară este în regim alternant (fig. 7.22, *c*). În acest caz eforturile unitare de lîngă gaură pot fi numai compresiuni, ceea ce apare deosebit de favorabil pentru comportarea elementului.

În figura 7.23 se prezintă reducerea tensiunilor remanente din sudare în regimul unei solicitări pulsante de întindere [105].



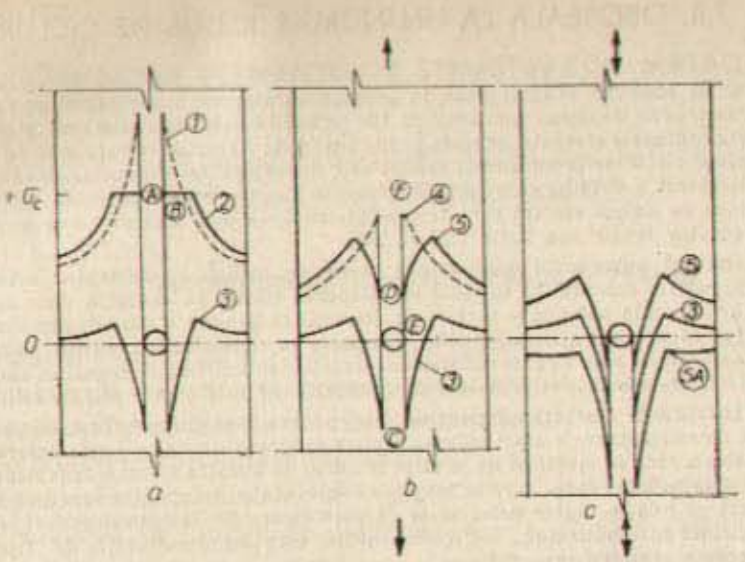



Fig. 7.22. Formarea tensiunilor remanente prin suprasolicitare :
*a* — formarea tensiunilor remanente ; *b* — efectul întinderii în epruvetă cu eforturi remanente ; *c* — efectul solicitării alternante asupra epruvetei cu eforturi remanente.

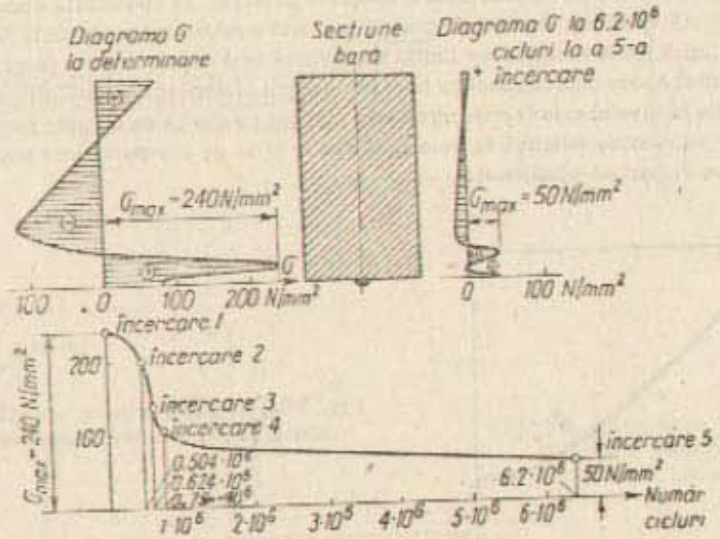



Fig. 7.23. Reducerea tensiunilor remanente din sudare în regimul unei solicitări pulsante de întindere.

## 7.8. OBOSEALA LA UN NUMĂR REDUS DE CICLURI

Fenomenul de oboseală studiat pînă în prezent corespunde unor solicitări care în timpul vieții unei construcții depășesc numărul de $10^5$ cicluri. Unele elemente cum sînt rezervoarele de presiune și conductele aferente, precum și alte tipuri de structuri ca rotoarele de turbine pot fi supuse în timpul vieții lor la un număr relativ mic de cicluri. De exemplu, un rezervor poate fi încărcat și descărcat o dată pe zi, ceea ce în timp de 25 ani poate reprezenta circa $10^4$ cicluri. La acest număr de cicluri efortul care ar produce ruperea prin oboseală este sensibil superior celui corespunzător la $10^6$ sau $2 \cdot 10^6$ cicluri [56].

În cazul analizat anterior și unui număr mare de cicluri — elementul este solicitat la eforturi medii relativ scăzute și metalul se comportă elastic cu excepția unor zone reduse în jurul crestăturilor unde pot apare vîrfuri de eforturi ce produc o plastificare limitată atît la întindere, cît și ca mărime a deformațiilor. Deoarece în zona elastică efortul unitar este proporțional cu deformația specifică, rezultatele încercărilor se exprimă de regulă în eforturi unitare.

Eforturile unitare asociate cu oboseala corespunzătoare unui număr mic de cicluri (low-cycle fatigue) sînt însoțite de eforturi suficient de mari pentru a produce deformații plastice importante în zona de concentrare a eforturilor, astfel că relația $\sigma$ - $\varepsilon$ nu mai este liniară, ci prezintă bucle de histerezis care se modifică de la ciclu la ciclu. În această situație fenomenul este interpretat ca o corelație între forța care se menține constantă și deformația specifică ciclică.

Se consideră că relația dintre deformația de plastificare (la începutul palierului, sau $\sigma_{02}$) și numărul de cicluri corespunzător vieții elementului este dat de o relație de tipul $\varepsilon_p \cdot N^m = \text{constant}$ în care s-a admis $m = 0{,}5$.

Încercări efectuate pe corpuri de probă sub deformație constantă au pus în evidență o corelație între $\sigma$ și $N$ conform figurii 7.24.

Astfel de curbe se racordează la $\sigma_r$ și sînt practic orizontale pînă la $N = 50$ cicluri. Curba devine concavă pentru valori mai mari ale lui $N$ și se racordează la curba de oboseală cunoscută pentru numărul mare de cicluri. Rezultatele obținute la încercarea grinzilor încovoiate cu diferite deformații plastice se dau la punctul 8.1.3.3.

În ceea ce privește cordoanele sudate se constată că sudurile cap la cap prelucrate mecanic la nivelul metalului de bază nu influențează defavorabil comportarea la oboseală a acestuia în zona influențată termic; aceasta este aplicabil pentru oțeluri cu $\sigma_r = 240 \ldots 750$ N/mm². Alte tipuri de concentratori ca elemente sudate chiar nesolicitate de tipul nervurilor de rigidizare, precum și îmbinările cu sudură de colț au o comportare slabă la oboseală în regim de număr redus de cicluri.

Problema ruperii apare și ca o problemă de propagare a fisurii deoarece inițierea fisurii există datorită defectelor inerente în special sudurilor și zonelor influențate termic (v. § 3.5.4). La oțelurile cu limita de curgere ridicată viteza de creștere a fisurii se mărește odată cu limita de curgere a oțelului și implicit cu reducerea ductilității acestuia. În consecință oțelurile cu limită de curgere ridicată solicitate la nivelul acesteia prezintă o rezistență la oboseală la număr redus de cicluri mai mică decît oțelurile cu limită de curgere mai coborîtă și cu proprietăți plastice mai bine definite. Apare deci rațional ca în cazul folosirii oțelurilor cu limită de curgere ridicată solicitările să fie la nivelul celor corespunzătoare oțelului cu limită de curgere joasă, astfel încît oțelul superior va rămîne solicitat în domeniul elastic și se va comporta mai bine decît oțelul inferior care va fi parțial plastificat.

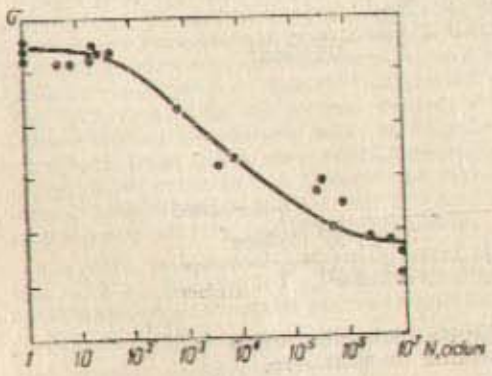



Fig. 7.24. Relația dintre solicitare și oboseală la un număr redus de cicluri.



CAPITOLUL 8

# STABILITATEA ELEMENTELOR STRUCTURILOR METALICE

## 8.1. COMPORTAREA ELEMENTELOR ÎNCOVOIATE ÎN DOMENIUL ELASTO-PLASTIC

### 8.1.1. ÎNCOVOIERE ÎN DOMENIUL ELASTIC ȘI PLASTIC

La elementele încovoiate în domeniul elastic, secțiunile rămîn plane și perpendiculare pe axa neutră a barei, deformațiile avînd o variație liniară pe înălțimea secțiunii. Eforturile fiind proporționale cu deformațiile, variația lor pe secțiune rezultă teoretic tot liniară.

În domeniul plastic modul de repartizare a eforturilor unitare pe secțiune se modifică în funcție de diagrama $\sigma - \varepsilon$. Pentru calcule practice se admit diagrame cu forme simplificate; pentru oțelul cu palier de curgere distinct, este adoptată diagrama din figura 8.1, denumită și diagrama materialului elasto-plastic ideal sau diagrama Prandtl, iar pentru oțelul fără palier de curgere, diagrama din figura 8.2.

În cazul oțelurilor cu palier de curgere, repartizarea eforturilor în secțiune se consideră cu variație liniară pînă la valoarea limitei de curgere. Dincolo de această valoare, eforturile unitare rămîn constante, dar în fibrele plastificate se dezvoltă în continuare deformații. Pe măsură ce solicitarea crește, plastificarea pătrunde în interiorul secțiunii; eforturile unitare ating

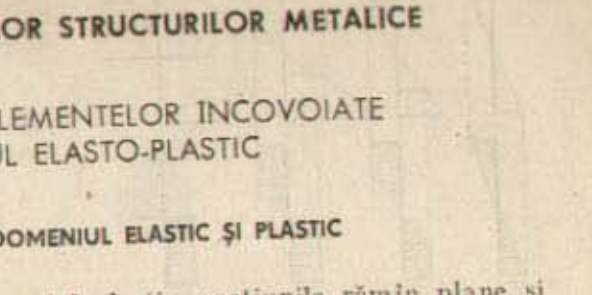



Fig. 8.1. Diagrama σ-ε pentru oțeluri cu palier de curgere distinct: a — reală; b — convențională (Prandtl).

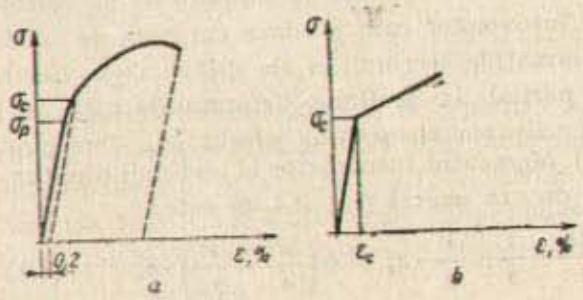



Fig. 8.2. Diagrama σ ε pentru oțeluri fără palier de curgere: a — reală; b — convențională.

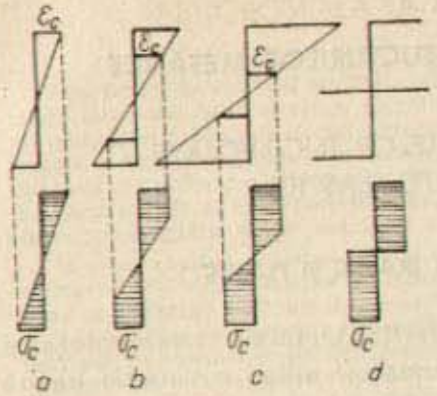



Fig. 8.3. Deformații specifice și eforturi unitare în cazul solicitării în domeniul elasto-plastic :
a ... d — fazele plastificării.

valoarea limitei de curgere și se produc deformații cu caracter plastic (fig. 8.3). Deformațiile fibrelor au valori mult mai reduse decît cele rezultate la întindere pură, deoarece miezul elastic împiedică deformațiile mari ale fibrelor exterioare plastificate. Această comportare se deosebește de cea a elementelor supuse la întindere uniformă, cînd toate fibrele se deformează egal putînd căpăta valori mari, corespunzătoare lungimii palierului din diagrama $\sigma - \varepsilon$.

Experiențele efectuate au arătat că în domeniul elasto-plastic deformațiile se produc astfel, încît secțiunile rămîn plane și după deformație.

Cînd plastificarea a pătruns adînc în secțiune, în special la oțeluri cu palier de curgere redus, în fibrele extreme apare autoconsolidarea. Cazul acesta nu prezintă interes pentru elementele de construcții, care sînt practic ieșite din lucru cu mult înainte de atingerea acestui stadiu de solicitare. Aceasta explică însă faptul că momentul limită experimental este mai mare decît momentul plastic teoretic.

Plastificarea elementelor metalice influențează negativ asupra fenomenelor de instabilitate.

### 8.1.2. COMPORTAREA ȘI CALCULUL ELEMENTELOR SOLICITATE ÎN DOMENIUL ELASTO-PLASTIC

Pătrunderea plastificării în secțiune este în funcție de încărcare și de lungimea palierului de curgere. În final rămîne un anumit miez elastic, dar influența lui este foarte redusă asupra momentului încovoietor (capabil) al secțiunii, deoarece se află lîngă axa neutră. Ca atare se poate admite că întreaga secțiune este plastificată, ceea ce conduce la simplificări de calcul.

Pînă la valoarea momentului încovoietor care produce curgerea de fibră, denumit *moment elastic* $M_e$, deformațiile secțiunii și ale grinzii cresc liniar. Cînd plastificarea a pătruns parțial în secțiune, deformațiile cresc mai repede, momentul tinzînd către valoarea *momentului plastic* $M_p$, corespunzător plastificării întregii secțiuni. Momentul încovoietor al secțiunii dreptunghiulare plastificată parțial față de axa neutră (fig. 8.4, *a*) este :

$$M = \frac{2bh}{2} \cdot \frac{h}{4} \cdot \sigma_e - \frac{2bc}{4} \cdot \frac{1}{3} \cdot \frac{c}{2} \cdot \sigma_e = b\left(\frac{h^2}{4} - \frac{c^2}{12}\right) \cdot \sigma_e. \qquad (8.1)$$



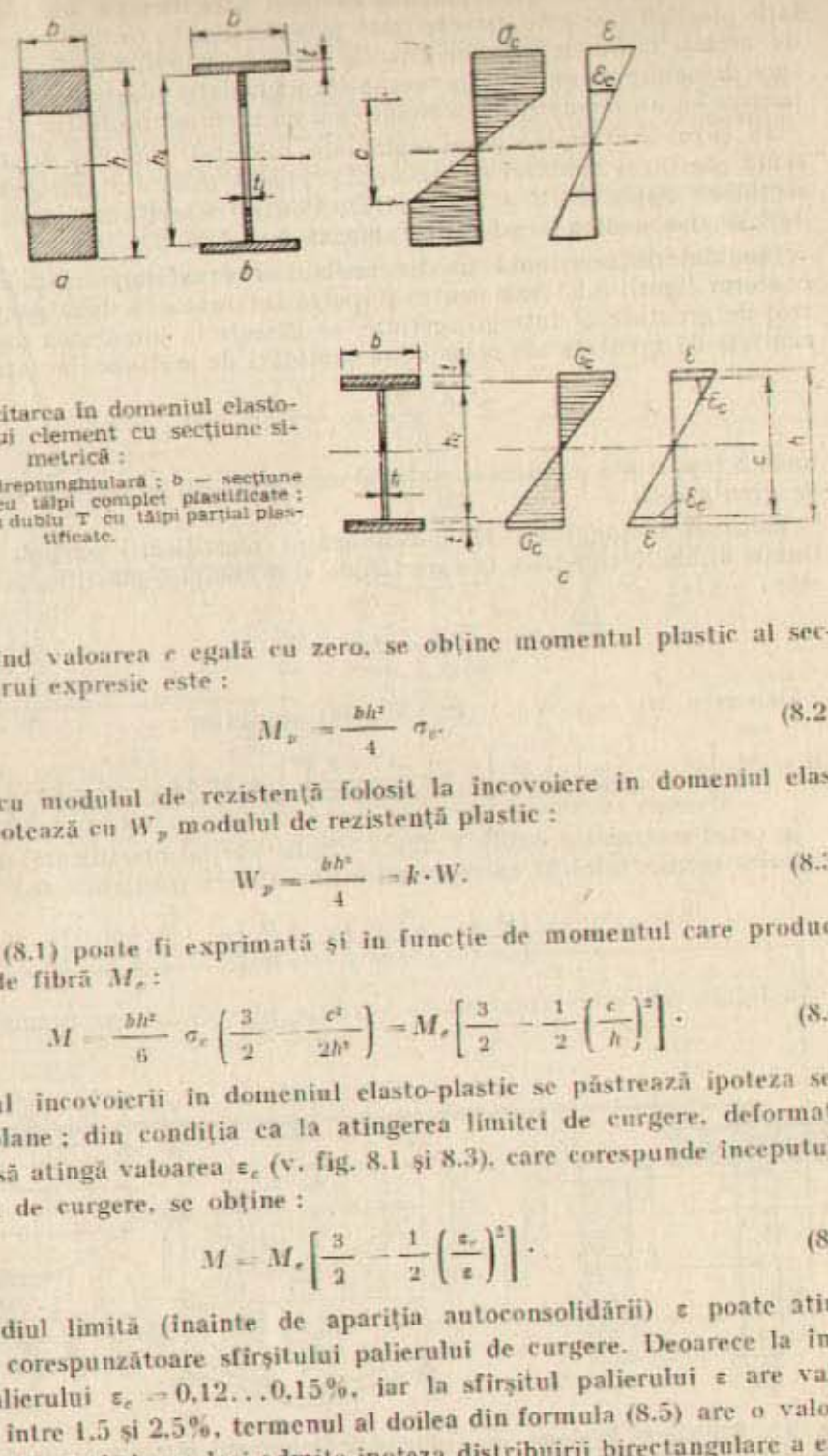



Fig. 8.4. Solicitarea în domeniul elasto-plastic a unui element cu secțiune simetrică :
a — secțiune dreptunghiulară ; b — secțiune în dublu T cu tălpi complet plastificate ; c — secțiune în dublu T cu tălpi parțial plastificate.

Considerînd valoarea $c$ egală cu zero, se obține momentul plastic al secțiunii, a cărui expresie este :

$$M_p = \frac{bh^2}{4} \sigma_c. \qquad (8.2)$$

Similar cu modulul de rezistență folosit la încovoiere în domeniul elastic $W$, se notează cu $W_p$ modulul de rezistență plastic :

$$W_p = \frac{bh^2}{4} = k \cdot W. \qquad (8.3)$$

Relația (8.1) poate fi exprimată și în funcție de momentul care produce curgerea de fibră $M_e$ :

$$M = \frac{bh^2}{6} \sigma_c \left(\frac{3}{2} - \frac{c^2}{2h^2}\right) = M_e \left[\frac{3}{2} - \frac{1}{2}\left(\frac{c}{h}\right)^2\right]. \qquad (8.4)$$

În cazul încovoierii în domeniul elasto-plastic se păstrează ipoteza secțiunilor plane ; din condiția ca la atingerea limitei de curgere, deformația specifică să atingă valoarea $\varepsilon_c$ (v. fig. 8.1 și 8.3), care corespunde începutului palierului de curgere, se obține :

$$M = M_e \left[\frac{3}{2} - \frac{1}{2}\left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon}\right)^2\right]. \qquad (8.5)$$

În stadiul limită (înainte de apariția autoconsolidării) $\varepsilon$ poate atinge valoarea corespunzătoare sfîrșitului palierului de curgere. Deoarece la începutul palierului $\varepsilon_c = 0{,}12 \ldots 0{,}15\%$, iar la sfîrșitul palierului $\varepsilon$ are valori cuprinse între 1,5 și 2,5%, termenul al doilea din formula (8.5) are o valoare foarte mică, putîndu-se deci admite ipoteza distribuirii birectangulare a eforturilor în secțiune.

În secțiunea în care a pătruns complet plastificarea, s-a format o articulație plastică care este caracterizată prin deformații (rotiri) importante, uneori de același ordin de mărime cu cele dintr-o structură cu noduri articulate; spre deosebire de articulația mecanică, articulația plastică este capabilă să se încarce cu un moment încovoietor egal cu momentul plastic $M_p$.

În cazul secțiunilor dreptunghiulare raportul $k$ dintre modulul de rezistență plastic și modulul de rezistență elastic (8.3) are valoarea 1,5. Pentru secțiunea dublu T, $k = 1{,}12 \ldots 1{,}17$. Pentru o secțiune circulară plină $k = 1{,}70$, iar pentru o secțiune tubulară $k = 1{,}27$.

Modulul de rezistență plastic pentru orice secțiune se poate determina conform figurii 8.5. Axa neutră împarte secțiunea în două părți egale. Centrul de greutate al întregii secțiuni se găsește la jumătatea distanței dintre centrele de greutate ale celor două jumătăți de secțiune; ca atare:

$$M_p = 2\,\frac{A}{2}\,\frac{a}{2}\cdot\sigma_c = 2S\sigma_c\,;\quad W_p = 2S, \tag{8.6}$$

unde $S$ reprezintă momentul static al unei jumătăți de secțiune față de centrul de greutate $G$.

Valoarea momentului $M$ corespunzător plastificării parțiale pentru secțiunile dublu T simetrice la care tălpile sînt complet plastificate (fig. 8.4, *b*), este:

$$M = M_p - \frac{t_i c^2}{12}\,\sigma_c. \tag{8.7}$$

Deoarece $M_p = k \cdot W\sigma_c$; $(k = W_p/W)$ se obține:

$$M = M_c\left[k - \frac{t_i c^2}{12\,W}\right] = M_c\left[k - \frac{t_i h^2}{12\,W}\left(\frac{c}{h}\right)^2\right] = M_c\left[k - \frac{t_i h^2}{12\,W}\left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon}\right)^2\right]. \tag{8.8}$$

În cazul secțiunilor dublu T având tălpile parțial plastificate (fig. 8.4, *c*), valoarea momentului $M$ corespunzător plastificării parțiale este:

$$M = M_c\left\{\frac{h}{c}\left(1 - \frac{b\cdot h^2}{6\,W}\right) + \frac{b\cdot h^2}{4\,W}\left[1 - \frac{1}{3}\left(\frac{c}{h}\right)^2\right]\right\} \tag{8.9}$$

În figura 8.6 este reprezentată variația plastificării pe lungimea grinzii.

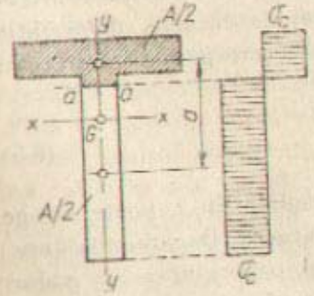



Fig. 8.5. Solicitarea în domeniul plastic a unei secțiuni în formă de T.

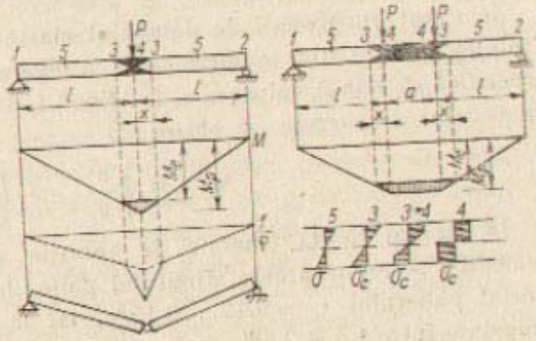



Fig. 8.6. Deformații și tensiuni după formarea articulației plastice.



În figura 8.7 este reprezentată săgeata și respectiv curbura axei barei $\frac{1}{\rho} = \frac{2\varepsilon_c}{c}$ în funcție de momentul încovoietor. Relația între moment și deformație este practic liniară până la valoarea $M_c$ corespunzătoare curgerii de fibră; la valori mai mari ale momentului, creșterea deformației se accentuează, devenind foarte mare la valori apropiate de momentul plastic.

În figura 8.8 se prezintă curba obținută pentru o grindă experimentală dublu T având $k = 1{,}15$. Plastificarea tălpilor se produce foarte repede astfel că alura curbei este determinată de relația (8.8) care reprezintă plastificarea progresivă a inimii.

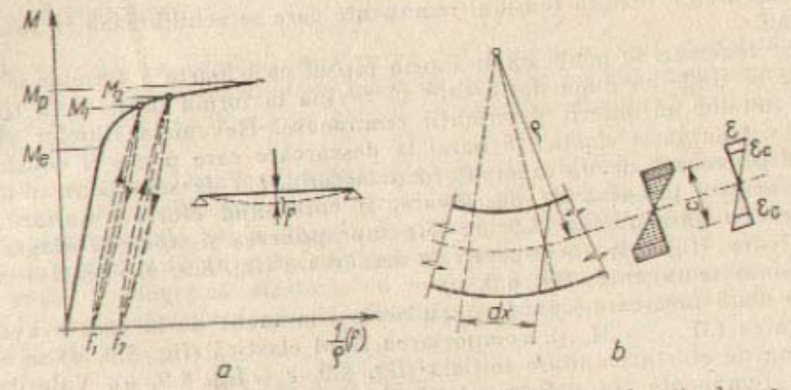



Fig. 8.7. Variația săgeții (*a*) și a curburii (*a* și *b*) în funcție de momentul încovoietor; comportarea la încărcări și descărcări repetate cu formarea buclei de histerezis.

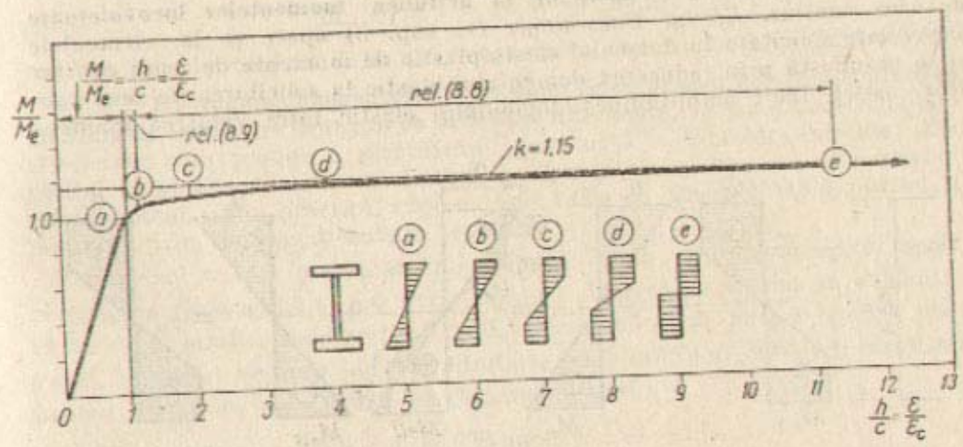



Fig. 8.8. Plastificarea secțiunii unei grinzi dublu T:
*a* — comportare elastică; *b* — plastificarea tălpilor; *c*, *d* și *e* — plastificarea progresivă a inimii.

8.1.3.1. **Încărcări și descărcări repetate.** Experimentările efectuate pe piese supuse la încovoiere în domeniul elasto-plastic arată că la descărcare piesa se comportă aproape elastic, păstrînd după îndepărtarea încărcării o deformație permanentă (fig. 8.7). La o nouă încărcare piesa se comportă elastic pînă la valoarea momentului de la care s-a produs descărcarea ; între cele două curbe apare așa-numita *buclă de histerezis*, datorită comportării elastice imperfecte a metalului. Forma diagramelor $M - \delta$, respectiv $M - \frac{1}{\rho}$ este similară cu diagrama $\sigma - \varepsilon$ în domeniul elasto-plastic a epruvetei supusă la întindere.

La descărcare rezultă tensiuni remanente care se echilibrează în interiorul secțiunii.

Acest fenomen se poate explica prin faptul că o parte a fibrelor a rămas elastică și tinde ca după descărcare să revină la forma inițială, în timp ce restul fibrelor au suferit deformații remanente. Revenirea fibrelor elastice produce deformația elastică a barei la descărcare care poate fi considerată că este provocată de un moment încovoietor ($M_-$) de sens contrar aplicat barei ; acestui moment de descărcare, îi corespund eforturi unitare cu o variație triunghiulară (fig. 8.9, *b*). Din suprapunerea și scăderea diagramelor la încărcare (fig. 8.9, *a*), respectiv la descărcare (fig. 8.9, *b*), rezultă starea de tensiuni remanente (fig. 8.9, *c*).

La o nouă încărcare (cu $M_{+,2}$), cu același moment de la care a avut loc descărcarea ($M_{+,2} = M_{+,1}$), comportarea fiind elastică (fig. 8.9, *d*) se obține diagrama de eforturi unitare inițială (fig. 8.9, *e* = fig. 8.9, *a*). Valorile tensiunilor remanente, în valoare absolută, sînt date conform figurii 8.9 de relațiile :

$$\sigma_1 = \sigma_- - \sigma_e = \frac{M_-}{W} - \sigma_e ; \quad \sigma_2 = \sigma_e - \sigma_- \frac{c}{h} = \sigma_e - \frac{c}{h} \cdot \frac{M_-}{W}. \tag{8.10}$$

8.1.3.2. **Comportarea elementelor la acțiunea momentelor încovoietoare de sens contrar.** *Efectul Bauschinger* (v. cap. 3) apare și la elementele încovoiate solicitate în domeniul elasto-plastic de momente de semn contrar și se manifestă prin reducerea domeniului elastic la solicitarea de sens contrar, astfel încît amplitudinea domeniului elastic, între valoarea momentului de la care s-a produs descărcarea ($M_+$) și momentul elastic de sens contrar ($M_-$), rămîne constantă și egală cu de două ori valoarea momentului maxim elastic ($M_e = W \cdot \sigma_e$) al grinzii în situația dinaintea primei încărcări (fig. 8.10).

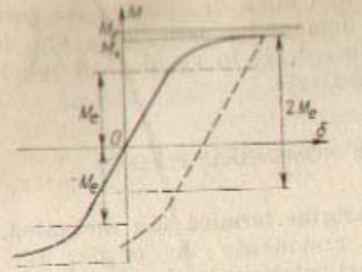


Fig. 8.10. Comportarea elementelor sub acțiunea momentelor de sens contrar. Efectul Bauschinger.

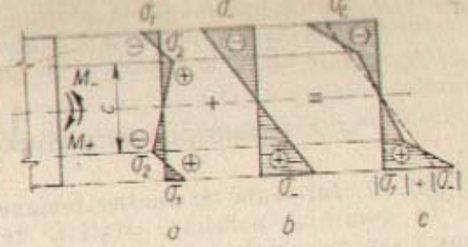


Fig. 8.11. Suprapunerea efectelor la acțiunea momentelor de sens contrar.

Efectul se poate explica analizînd eforturile unitare care se dezvoltă. Dacă peste tensiunile remanente provocate de plastificarea parțială produsă de momentul $M_+$, care apar la descărcarea grinzii (fig. 8.11, *a*) se aplică tensiunile produse de un moment de semn contrar $M_-$ (fig. 8.11, *b*), în element apare o diagramă elastică, cu variație liniară a eforturilor unitare (fig. 8.11, *c*) a căror valoare, la plastificarea fibrelor extreme, în valoare absolută este :

$$\sigma_1 + \sigma_- = \sigma_e. \tag{8.11}$$

Cunoscînd că $\sigma_- = M_-/W$ și $\sigma_1 = \sigma_+ - \sigma_e = M_+/W - \sigma_e$ rezultă :

$$M_- = \sigma_- \cdot W = W(\sigma_e - \sigma_1) = W\left(\sigma_e - \frac{M_+}{W} + \sigma_e\right) = 2\sigma_e W - M_+ \tag{8.12}$$

adică :

$$M_+ + M_- = 2\sigma_e W = 2M_e. \tag{8.13}$$

ceea ce este în conformitate cu comportarea reprezentată în figura 8.10.

8.1.3.3. **Distrugerea elementelor încovoiate datorită unor deformații plastice ale fibrelor exterioare în regim de solicitare alternantă.** În cazul unor solicitări alternante care produc o plastificare accentuată a fibrelor extreme este posibil ca să apară o rupere efectivă a elementului încovoiat. Fenomenul este cunoscut și din practică, ruperea unei table de grosime mică putînd fi realizată prin îndoiri alternante repetate.

Fenomenul a fost prezentat în capitolul 7 sub denumirea de oboseală oligociclică (în engleză — low cycle fatigue). Încercările au pus în evidență, că în cazul marilor deformații ($\varepsilon > 0{,}3\%$), numărul de cicluri $N$ care provoacă ruperea depinde de amplitudinea deformațiilor impuse rezultînd pentru oțelul de tip OL 37 următoarele valori :

$N = 20$ pentru $\varepsilon = \pm 5\%$ ; $N = 933$ pentru $\varepsilon = \pm 1\%$ ,

$N = 177$ pentru $\varepsilon = \pm 2\%$ ; $N = 4\,925$ pentru $\varepsilon = \pm 0{,}5\%$

$N = 16\,785$ pentru $\varepsilon = \pm 0{,}3\%$.

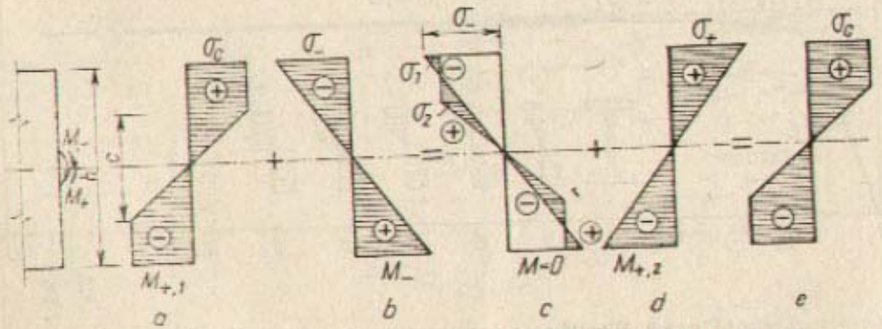


Fig. 8.9. Formarea tensiunilor remanente la acțiunea momentelor de semn contrar.

Pentru deformații alternante cu o valoare mai mică de $\pm 0{,}3\%$, se produce o rupere prin oboseală propriu-zisă în domeniul plastic, care are de asemenea loc la un număr mai redus de cicluri decît în cazul cînd solicitarea s-ar produce în domeniul de proporționalitate.

### 8.1.4. DIFERITE INFLUENȚE ASUPRA VALORII MOMENTULUI PLASTIC

8.1.4.1. **Influența tensiunilor remanente de origine termică sau mecanică.** În domeniul solicitării statice, tensiunile remanente de origine termică sau mecanică nu influențează formarea articulației plastice în ceea ce privește valoarea momentului încovoietor care produce plastificarea întregii secțiuni. Diagrama finală de eforturi unitare are aceeași formă birectangulară ; în fazele intermediare însă, pot fi diferite repartizări de eforturi unitare în secțiune, toate echilibrîndu-se însă cu momentul exterior corespunzător (fig. 8.12).

Tensiunile remanente pot produce plastificarea prematură a unor zone din secțiune influențînd asupra fenomenelor de pierdere locală a stabilității. Ele pot duce la stări de tensiune complexe care favorizează ruperea fragilă sau ruperea prin oboseală. Tensiunile remanente pot avea și un efect favorabil, reducînd local eforturile unitare din solicitarea exterioară.

8.1.4.2. **Influența forței tăietoare.** În general momentul încovoietor este însoțit de o forță tăietoare și eforturi tangențiale $\tau$ influențînd asupra plastificării secțiunii. Condiția de plastificare pentru orice punct al secțiunii este dată de relația :

$$\sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2} = \sigma_c. \tag{8.14}$$

Acțiunea concomitentă a celor două eforturi unitare $\sigma$ și $\tau$ pentru o secțiune dreptunghiulară poate fi considerată după diferite scheme (fig. 8.13)

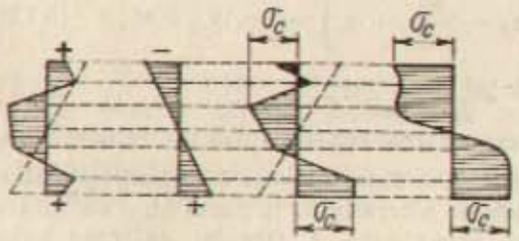


Fig. 8.12. Efectul tensiunilor remanente asupra formării articulației plastice.

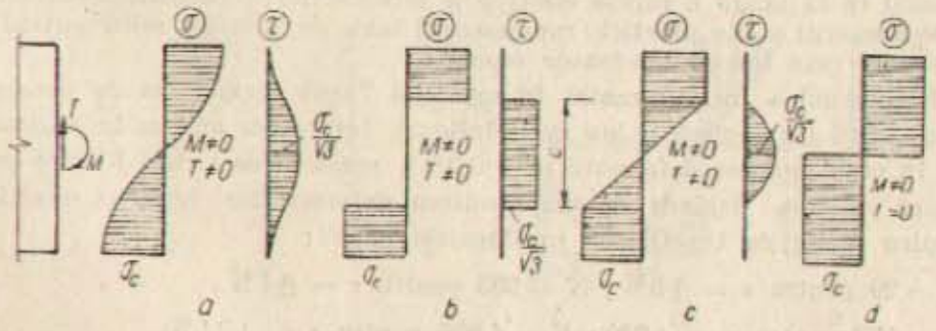



Fig. 8.13. Diferite ipoteze admise privind modul de variație a eforturilor unitare $\sigma$ și $\tau$.



Cea mai apropiată de realitate apare ipoteza în care ambele eforturi unitare acționează concomitent pe toată secțiunea (fig. 8.13, *a*). Calculul fiind mai complicat, se adoptă ipotezele simplificatoare din figura 8.13, *b* și *c*. În ambele cazuri se consideră că eforturile sînt astfel repartizate încît momentul încovoietor plastifică zonele extreme, iar forța tăietoare este preluată numai de zona centrală. Pentru cazul din figura 8.13, *c* relația de interacțiune între $M$ și $T$ este :

$$\frac{M}{M_p} + \frac{3}{4}\frac{T^2}{T_p^2} = 1\,. \tag{8.15}$$

În cazul din figura 8.13, *b* relația de interacțiune dintre $M$ și $T$ este :

$$\frac{M}{M_p} + \frac{T^2}{T_p^2} = 1. \tag{8.16}$$

Adoptînd distribuția eforturilor $\sigma_x$ și $\tau$ după variația din figura 8.14, se observă că pe inima grinzii cu secțiune dublu T :

$$\sigma_c^2 = \sigma_x^2 + 3\tau^2 = k\cdot\sigma_c^2 + 3(1-k^2)\tau_c^2 = \sigma_c^2, \quad \text{unde :} \quad \tau_c^2 = \frac{\sigma_c^2}{3}$$

din echilibrul eforturilor pe secțiune :

$$M = b\cdot t(h_i + t)\cdot\sigma_c + \frac{t_i\cdot h_i^2}{4}\cdot k\cdot\sigma_c\,; \tag{8.17}$$

$$T = h_i\cdot t_i\cdot\tau_c\sqrt{1-k^2}\,; \tag{8.18}$$

$$M_p = b\cdot t\cdot(h_i + t)\cdot\sigma_c + \frac{t_i\cdot h_i^2}{4}\cdot\sigma_c\,; \tag{8.19}$$

$$T_p = h_i\cdot t_i\cdot\tau_c, \tag{8.20}$$

de unde rezultă raporturile adimensionale :

$$m = \frac{M}{M_p} = 1 + \frac{k-1}{1 + (2+\gamma)(\alpha+\gamma)} \tag{8.21}$$

$$t = \frac{T}{T_p} = \sqrt{1-k^2}. \tag{8.22}$$

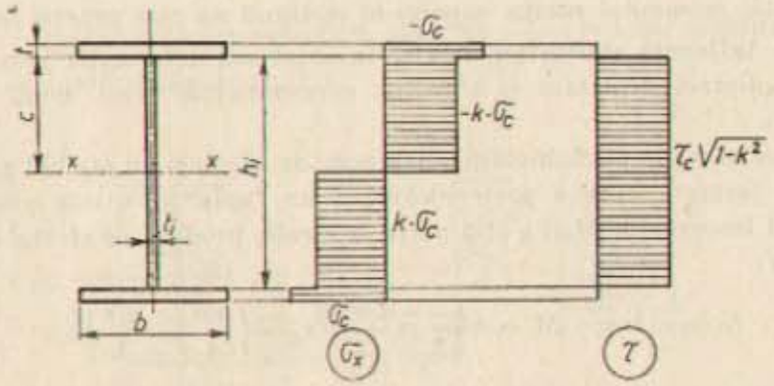



Fig. 8.14. Eforturi unitare $\sigma$ și $\tau$ în stadiul limită pe un element cu secțiune dublu T.

Dacă se notează $M_0$ momentul plastic al tălpilor:

$$M_0 = b \cdot t \cdot (h_i + t) \cdot \sigma_c \tag{8.23}$$

și raportul

$$m_0 = \frac{M_0}{M_p} = \frac{(\alpha + \gamma)(2 + \gamma)}{1 + (\alpha + \gamma)(2 + \gamma)}. \tag{8.24}$$

Relația (8.24) se mai poate scrie și sub forma:

$$1 + (\alpha + \gamma)(2 + \gamma) = \frac{1}{1 - m_0}, \tag{8.25}$$

de unde relația (8.21) devine:

$$1 - k = \frac{1 - m}{1 - m_0}. \tag{8.26}$$

Eliminînd parametrul $k$ între (8.22) și (8.26) se obține o formulă de interacțiune:

$$t = \sqrt{1 - \left[1 - \frac{1 - m}{1 - m_0}\right]^2}, \tag{8.27}$$

care se mai poate scrie și sub forma:

$$\sqrt{1 - t^2} + \frac{1 - m}{1 - m_0} = 1. \tag{8.28}$$

În aceste relații s-au notat (v. fig. 8.14):

$$\alpha = \frac{A_i}{A_t} = \frac{2 \cdot b \cdot t}{h_i \cdot t_i}; \quad \gamma = \frac{t}{c} = \frac{2t}{h_i}.$$

Din analiza relației (8.28) se observă că pentru $t = 0$ se obține $m = 1$, respectiv $k = 1$, iar dacă $t = 1$, $m = m_0$ și deci $k = 0$.

În general influența forței tăietoare este redusă. Dacă $T < T_p$ valoarea primului termen din relația (8.28), respectiv influența forței tăietoare este mică și se poate neglija. Comportarea grinzilor experimentate a confirmat faptul că atîta vreme cît forța tăietoare poate fi preluată de inima integral plastificată, momentul plastic capabil al secțiunii nu este practic influențat.

8.1.4.3. **Influența eforturilor axiale.** În acest caz deformația plastică este compusă dintr-o deplasare și o rotire corespunzînd celor două eforturi (fig. 8.15).

La o secțiune dreptunghiulară, diagrama de eforturi în stadiul plastic se consideră formată dintr-o parte alcătuind un cuplu, care este produsă de momentul încovoietor $M$ și o altă parte, centrală, produsă de efortul axial $N$. Se obține:

$$N = c \cdot b \cdot \sigma_c; \quad M = b \frac{h - c}{2} \cdot \frac{h + c}{2} \cdot \sigma_c = \left(\frac{bh^2}{4} - \frac{bc^2}{4}\right)\sigma_c, \tag{8.29}$$

adică:

$$M = M_p - \frac{N^2}{4b\sigma_c}. \tag{8.30}$$



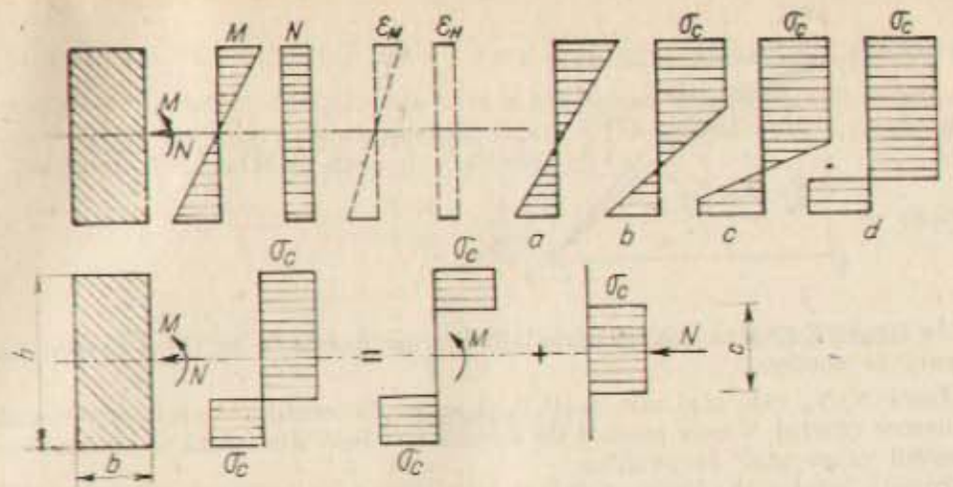



Fig. 8.15. Plastificarea secțiunilor dreptunghiulare supuse la eforturile $M$ și $N$.

Notînd cu $N_p = b \cdot h \cdot \sigma_c$ forța care ar produce plastificarea întregii secțiuni, relația (8.30) devine:

$$\frac{M}{M_p} + \frac{N^2}{N_p^2} = 1. \tag{8.31}$$

În cazul unei secțiuni dublu T (fig. 8.16) la care $c$ nu depășește înălțimea inimii se obține:

$$M_x = M_{p,x} - \frac{t_i c^2}{4} \sigma_c \text{ și } \frac{M_x}{M_{p,x}} = 1 - \frac{t_i c^2}{4W_{p,x}}; \tag{8.32}$$

$$\frac{N}{N_p} = \frac{t_i c \sigma_c}{A \sigma_c} = \frac{t_i c}{A} \text{ și deci } c = \frac{N}{N_p} \frac{A}{t_i}. \tag{8.33}$$

Înlocuind valoarea $c$ în relația (8.32) rezultă:

$$\frac{M_x}{M_{p,x}} = 1 - \left(\frac{N}{N_p}\right)^2 \frac{A^2}{4t_i W_{p,x}}. \tag{8.34}$$

Pentru o secțiune dreptunghiulară raportul $\frac{A^2}{4t_i W_{p,x}} = 1$, iar pentru elemente cu secțiune dublu T simetrică, 1,1...1,3.

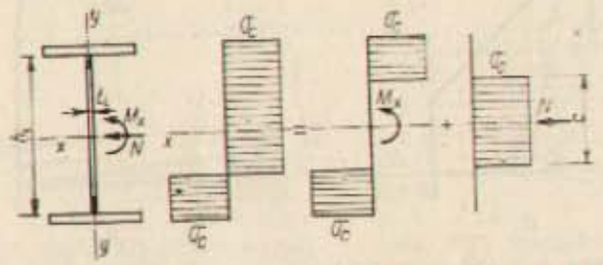



Fig. 8.16. Plastificarea secțiunii dublu T supuse la eforturile $M_x$ și $N$.

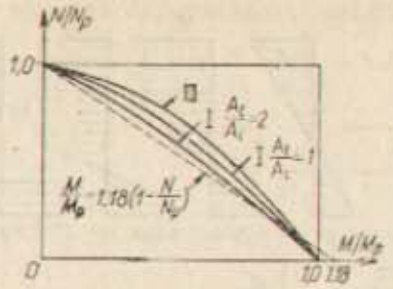



Fig. 8.17. Curbe $N/N_p$ în funcție de $M/M_p$.

În figura 8.17 sînt trasate curbele $N/N_p$ în funcție de $M_z/M_{p,z}$ pentru două tipuri de secțiuni.

Dacă $N/N_p$ este mai mic decît 0,15 se poate neglija efectul forței axiale, deoarece efortul $N$ este preluat de o zonă c redusă din inimă și nu afectează sensibil momentul încovoietor.

Dacă raportul este mai mare, atunci relația (8.34) se poate înlocui cu :

$$\frac{M_z}{M_{p,z}} \simeq 1{,}18\left(1 - \frac{N}{N_p}\right). \tag{8.35}$$

de unde :

$$M_z = 1{,}18\ W_{p,z}\left(\sigma_c - \frac{N}{A}\right). \tag{8.36}$$

Această relație (fig. 8.18, *a*) este justificată și de diagramele din figura 8.17 din care rezultă că relația (8.35) este acoperitoare pentru majoritatea cazurilor practice.

În cazul cînd încovoierea profilului se produce în jurul axei de rigiditate minimă (axa $y-y$ din figura 8.16) se poate considera că inima nu participă la preluarea momentului și deci dacă :

$$0 \leqslant \frac{N}{N_p} \leqslant \frac{A_1}{A}, \text{ atunci } \frac{M_z}{M_{p,z}} = 1{,}0. \tag{8.37}$$

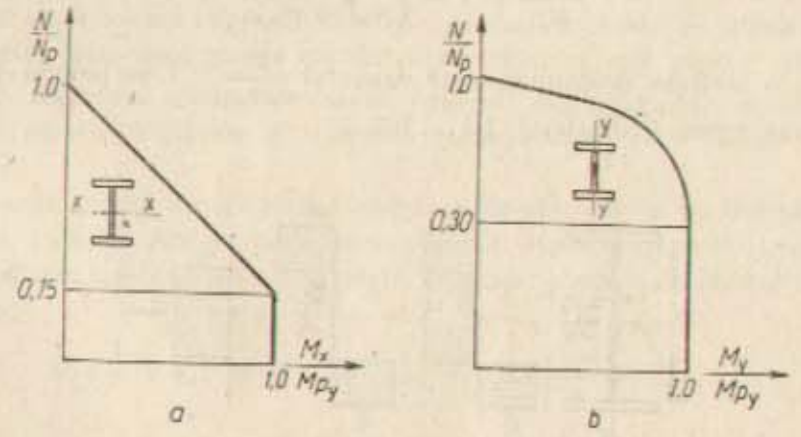



Fig. 8.18. Curbe $M/M_p$ în funcție de $N/N_p$ pentru :
*a* — încovoiere față de axa de rigiditate maximă ; *b* — încovoiere față de axa de rigiditate minimă.



Dacă $\frac{A_1}{A} \leqslant \frac{N}{N_p} \leqslant 1{,}0$, partea din $\frac{N}{N_p}$ care depășește raportul $\frac{A_1}{A} \geqslant 0{,}30$ reduce momentul plastic al tălpilor așa cum se produce în cazul secțiunii dreptunghiulare, și în locul variației liniare din figura 8.18, *a* se acceptă o relație de tip parabolic (fig. 8.18, *b*) dată de formula :

$$\frac{M_z}{M_{p,z}} = 1 - \left[\frac{N}{N_p} - \frac{A_1}{A}\right]^2 : \left[1 - \frac{A_1}{A}\right]^2. \tag{8.38}$$

## 8.2. COMPORTAREA ELEMENTELOR SUPUSE LA RĂSUCIRE

### 8.2.1. GENERALITĂȚI

Răsucirea elementelor de construcții metalice apare de obicei însoțind alte solicitări, ca de exemplu încovoierea, compresiunea centrică sau excentrică etc. Răsucirea influențează negativ asupra fenomenelor de instabilitate. În general se urmărește ca efectul de răsucire să fie redus pe cît posibil printr-o serie de măsuri constructive, deoarece pentru elemente obișnuite duce la efecte foarte defavorabile.

Răsucirea (torsiunea) elementelor de construcții metalice poate apare în două moduri :

— *Răsucirea cu deplanare liberă* cînd fibrele nu suferă alungiri și în consecință în piesă nu apar decît eforturi tangențiale $\tau$. În acest caz, cu excepția secțiunilor circulare sau tubulare, secțiunile inițial plane se deformează, deplanîndu-se (fig. 8.19).

— *Răsucirea cu deplanare împiedicată* cînd printr-o anumită alcătuire constructivă a elementului sau a reazemelor, secțiunile nu se pot deplana ; în acest caz pot apare alungiri diferențiate ale fibrelor și în consecință eforturi unitare normale $\sigma_\omega$ (fig. 8.20).

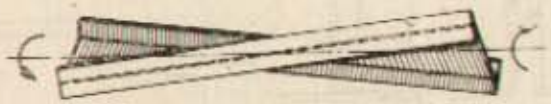


Fig. 8.19. Răsucire cu deplanare liberă a unei bare cu secțiune dublu T.

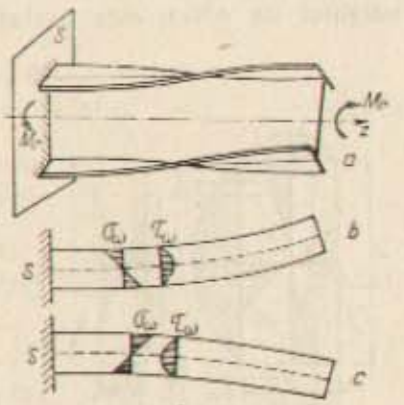



Fig. 8.20. Răsucire cu deplanare împiedicată a unei bare cu secțiune dublu T :
*a* — ansamblu ; *b* — talpa superioară ; *c* — talpa inferioară.

8.2.2.1. **Elemente cu secțiune deschisă.** Elementele de construcții metalice se alcătuiesc cu secțiune deschisă sau cu secțiune închisă. Grosimea pereților este de regulă mică în raport cu celelalte dimensiuni.

Pentru a stabili modul de comportare la răsucire a unei secțiuni deschise (de tip I, U sau L) se pornește de la starea de eforturi a unei secțiuni dreptunghiulare cu lățime mică în raport cu înălțimea. La o secțiune dreptunghiulară eforturile tangențiale $\tau_r$ variază pe secțiune conform figurii 8.21, *a*. La secțiuni înguste în raport cu înălțimea se poate considera că acționează numai eforturile după latura mică (fig. 8.21, *b*), celelalte având valori neglijabile ; variația eforturilor tangențiale se poate admite liniară, iar valoarea maximă este dată de relația :

$$\tau_r = \frac{M_r \cdot t}{I_r}, \tag{8.39}$$

Unghiul de rotire (răsucire) specific este :

$$\theta = \frac{d\varphi}{dz} = \frac{M_r}{GI_r}, \tag{8.40}$$

unde :

$$I_r \cong \frac{1}{3} hl^3 \tag{8.41}$$

reprezintă momentul de inerție la răsucire sau moment de inerție St. Venant ; $t$ și $h$ sînt dimensiunile elementului (v. fig. 8.21, *b*).

În cazul secțiunilor deschise (fig. 8.22) variația eforturilor în secțiune este puțin influențată de legătura dintre diferitele elemente dreptunghiulare care alcătuiesc secțiunea, momentul de răsucire $M_r$ fiind preluat de fiecare din aceste porțiuni sub forma unor momente $M_r'$, $M_r''$... a căror sumă este egală cu momentul total ($M_r' + M_r'' + \ldots = M_r$). Ținînd seama că unghiul de rotire este același :

$$\theta = \frac{M_r'}{GI_r'} = \frac{M_r''}{GI_r''} = \ldots \tag{8.42}$$

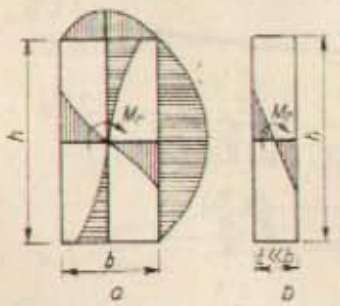



Fig. 8.21. Eforturi unitare $\tau_r$ de răsucire la elemente cu secțiune dreptunghiulară.

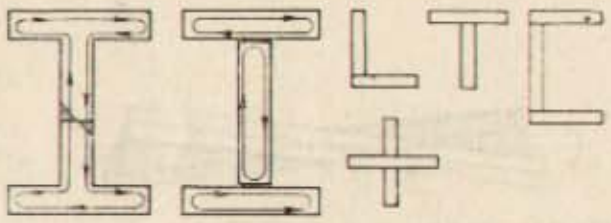


Fig. 8.22. Eforturi unitare $\tau$ de răsucire la profile cu secțiune deschisă.



și însumînd aceste valori se obține :

$$\theta = \frac{M_r' + M_r'' + \ldots}{GI_r' + GI_r'' + \ldots} = \frac{M_r}{G\Sigma I_r^{(a)}}. \tag{8.43}$$

Secțiunea se comportă ca avînd un moment de inerție :

$$I_r = \frac{\alpha}{3} \Sigma h_i t_i^3. \tag{8.44}$$

în care $\alpha$ este un coeficient de corecție care ține seama de legătura dintre diferitele părți ale secțiunii și are valorile : pentru corniere $\alpha = 1$ ; pentru profile U, $\alpha = 1.1$ ; pentru profile I, $\alpha = 1{,}3$. Aceste valori se adoptă la calculul deformațiilor.

La calculul de rezistență se admite acoperitor $\alpha = 1$ pentru toate profilele. Cu valoarea din (8.44) relația (8.39) devine :

$$\tau_r = \frac{M_r \cdot t}{\frac{1}{3}\Sigma h_i t_i^3}. \tag{8.45}$$

Valoarea maximă $\tau$ apare în peretele cu grosimea maximă.

Formulele (8.39) și (8.45) arată că secțiunile cu pereți subțiri au în general rigiditate slabă la răsucire, aceasta fiind în funcție de puterea a treia a grosimii. Echilibrarea momentului exterior este realizată prin eforturile interioare de pe secțiune care au un braț de pîrghie foarte mic (2/3 *t*). În consecință, momente de răsucire mici produc eforturi unitare $\tau_r$ mari.

8.2.2.2. **Elemente cu secțiune închisă.** O alcătuire mai rațională pentru preluarea unor eforturi de răsucire mari o au secțiunile închise (fig. 8.23), la care momentul de răsucire este preluat de două cupluri de forțe care acționează în lungul secțiunii pereților. Eforturile unitare $\tau$ pot fi admise uniform repartizate pe secțiune.

Pentru secțiunile din figura 8.23 echilibrul este dat de relația :

$$T_a \cdot b + T_b \cdot a = M_r, \tag{8.46}$$

respectiv :

$$\tau_a \cdot t_a \cdot a \cdot b + \tau_b \cdot t_b \cdot b \cdot a = M_r. \tag{8.47}$$

Se demonstrează de asemenea, că în acest caz fluxul de eforturi care trece prin diferite secțiuni este același :

$$\tau_a \cdot t_a = \tau_b \cdot t_b, \tag{8.48}$$

iar din formula (8.47) rezultă :

$$\tau_a = \frac{M_r}{2ab \cdot t_a}\ ;\ \tau_b = \frac{M_r}{2ab \cdot t_b}. \tag{8.49}$$

În cazul secțiunilor sudate, porțiunile care depășesc limita secțiunii dreptunghiulare nu se consideră în calcul (fig. 8.24).

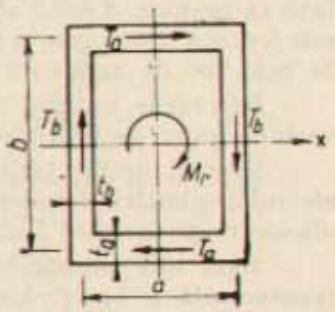



Fig. 8.23. Eforturi unitare $\tau$ de răsucire la elemente cu secțiune închisă.

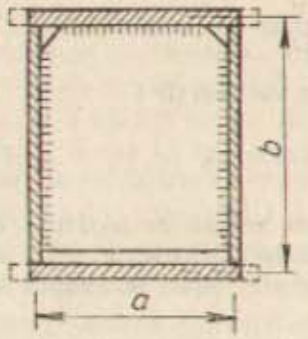



Fig. 8.24. Grindă sudată cu secțiune închisă prevăzută cu diafragme.

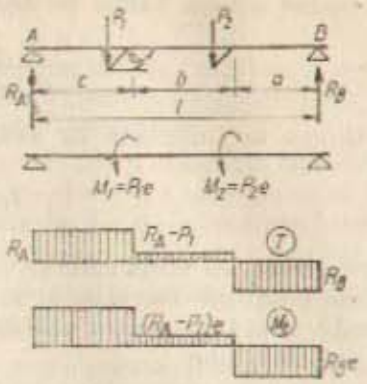



Fig. 8.25. Diagrama momentelor de răsucire.

Pentru a asigura preluarea momentului de răsucire în condițiile cerute de calculul arătat mai sus este necesar ca secțiunea dreptunghiulară să rămînă indeformabilă. În acest scop elementul se prevede cu diafragme pline sau cu goluri, sudate pe cel puțin trei pereți. Diafragmele se prevăd în cîteva secțiuni pe deschidere, și obligatoriu în secțiunile cu încărcări concentrate care produc efecte de răsucire.

8.2.2.3. **Variația momentelor de răsucire în lungul unei bare.** În figura 8.25 este arătată o grindă cu două forțe excentrice $P_1$ și $P_2$, care produc momente de răsucire $M_1$ și $M_2$. Momentele de răsucire în lungul grinzii se obțin multiplicînd forțele tăietoare cu excentricitatea $e$. În consecință, diagrama momentelor de răsucire se obține din diagrama forțelor tăietoare multiplicate cu excentricitatea de aplicare a forțelor. Deci, diagrama de variație a momentelor de răsucire se determină după aceleași reguli ca și diagrama forțelor tăietoare, așezînd pe grindă toate momentele de răsucire concentrate sau repartizate cu semnele lor.

### 8.2.3. RĂSUCIREA CU DEPLANARE ÎMPIEDICATĂ

8.2.3.1. **Elemente generale.** Metoda de calcul prezentată în cele ce urmează se bazează pe teoria lui Vlasov și este în general unanim acceptată în tehnică. Teoria admite că materialul din care este alcătuit elementul este izotrop și omogen, și lucrează în domeniul elastic conform legii lui Hooke. Se mai fac de asemenea următoarele ipoteze simplificatoare :

— Eforturile unitare tangențiale provenite din efectul de răsucire pură variază liniar pe grosimea peretelui (v. pct. 8.2.2.1).

— Efortul unitar tangențial pe linia mediană a secțiunii provenind din efectul deplanării împiedicate este redus și ca atare nu apar deformații de alunecare pe această linie.

— Bara este prevăzută cu rigidizări transversale, care fac ca secțiunea transversală a barei să-și păstreze forma (conturul).

În figurile 8.20 și 8.26 sînt arătate eforturile unitare care se produc în secțiunea unui profil dublu T supus la răsucire cu deplanare împiedicată. Ele apar datorită faptului că secțiunea $S$ nu se poate deplana, ceea ce, spre



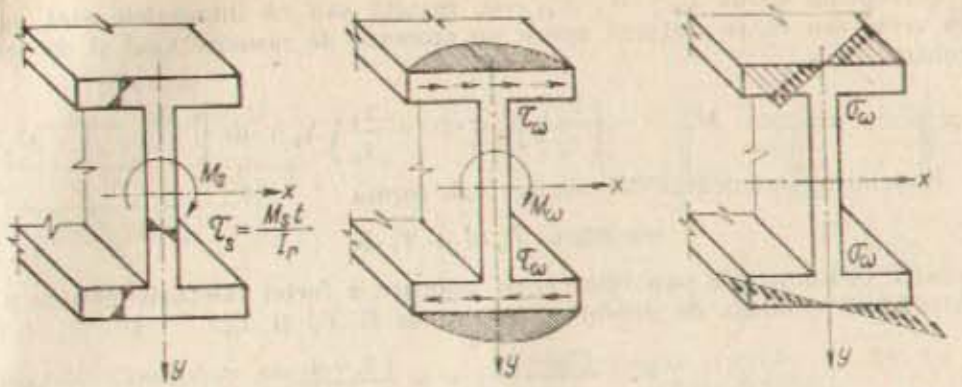



Fig. 8.26. Eforturi unitare care apar la răsucire cu deplanare împiedicată a unei bare cu secțiune dublu T.

deosebire de cazul din figura 8.19, conduce la o încovoiere diferențiată a tălpilor. În afară de eforturile de răsucire pură $\tau_s$, mai apar și eforturi unitare normale $\sigma_\omega$ în tălpi, provenind din încovoierea diferențiată a acestora, precum și eforturi de forfecare $\tau_\omega$ care însoțesc eforturile unitare $\sigma_\omega$.

În timp ce eforturile $\tau_s$ și $\tau_\omega$ au ca rezultantă momente de răsucire care corespund solicitărilor exterioare, eforturile $\sigma_\omega$ se echilibrează intern pe secțiune, ele rezultînd din alungirea inegală a fibrelor barei.

8.2.3.2. **Centrul de răsucire.** Răsucirea unei bare drepte cu secțiune deschisă, cu pereți subțiri de o formă oarecare, se produce în jurul unei axe care trece prin centrul de răsucire. Poziția acestei axe pentru o secțiune dată rezultă din condiția de echilibru, fiind determinată numai de caracteristicile geometrice ale secțiunii. Pentru bara cu secțiunea transversală din figura 8.27, supusă la eforturi unitare normale $\sigma$ și la eforturi unitare tangențiale $\tau$, valoarea acestora din urmă este dată de relația :

$$\tau = \frac{T_y S_x}{t I_x} + \frac{T_x S_y}{t I_y} \tag{8.50}$$

Pentru ca să nu se producă răsucire, este necesar ca momentul în raport cu centrul de greutate să fie nul :

$$\int \tau \cdot t \cdot r \, ds = 0 \; ; \text{ adică } \frac{T_y}{I_x} \int S_x \cdot r \cdot ds + \frac{T_x}{I_y} \int S_y \cdot r \cdot ds = 0. \tag{8.51}$$

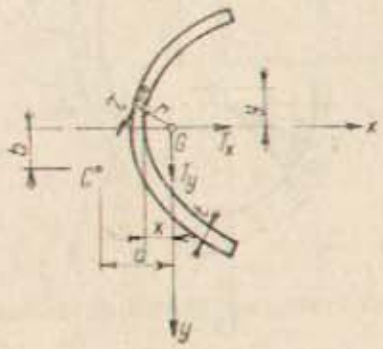



Fig. 8.27. Poziția centrului $C$ de răsucire.

Exceptînd cazul $T_y = 0$ ; $T_z = 0$, rezultă sau că integralele sînt egale cu zero, sau că în secțiune apare un moment de răsucire egal și de semn contrar :

$$M_r = -\left[\frac{T_y}{I_z}\int S_z \cdot r \cdot ds + \frac{T_z}{I_y}\int S_y \cdot r \cdot ds\right]. \tag{8.52}$$

Exprimînd momentul de răsucire sub forma :

$$-M_r = T_y \cdot a + T_z \cdot b, \tag{8.53}$$

rezultă coordonatele punctului $C$ de aplicare a forței tăietoare pentru a fi satisfăcută condiția de echilibru oricare ar fi $T_y$ și $T_z$ :

$$b = \frac{\int S_y \cdot r \cdot ds}{I_y} ; \; a = \frac{\int S_z \cdot r \cdot ds}{I_z}. \tag{8.54}$$

Expresia $r \cdot ds$ reprezintă dublul suprafeței triunghiului hașurat (fig.8.28) ; notînd această expresie cu $d\omega$ și integrînd se obține :

$$\int_0^s r ds = \int_0^s d\omega = \omega. \tag{8.55}$$

Cantitatea $\omega$ se definește ca *suprafața sectorială* sau *coordonata sectorială* a punctului $B$. Coordonatele sectoriale au semnul (+) dacă raza vectoare plecînd de la un punct (axă) ales ca origine, descrie suprafața rotindu-se în sensul acelor de ceasornic.

Integralele din relațiile (8.54) și (8.55) se pot efectua prin părți :

$$\int_1^2 S_y \cdot d\omega = \left| S_y \cdot \omega \right|_1^2 - \int_1^2 \omega \cdot dS_y. \tag{8.56}$$

Primul termen este egal cu zero deoarece momentul static este nul în 1 și 2 (la extremități), iar termenul al doilea se poate pune sub forma :

$$\int_1^2 \omega \cdot dS_y = \int_1^2 \omega \cdot x \cdot t \cdot ds = \int_1^2 \omega \cdot x \cdot dA. \tag{8.57}$$

În mod analog se obține :

$$\int_1^2 \omega \cdot dS_z = \int_1^2 \omega \cdot y \cdot dA \tag{8.58}$$

și deci :

$$a = \frac{\int \omega \cdot y \cdot dA}{I_z} ; \; b = \frac{\int \omega \cdot x \cdot dA}{I_y}. \tag{8.59}$$

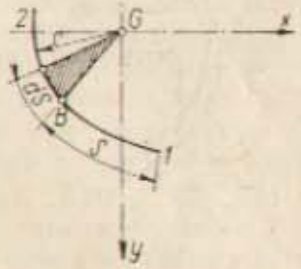



Fig. 8.28. Coordonate sectoriale.



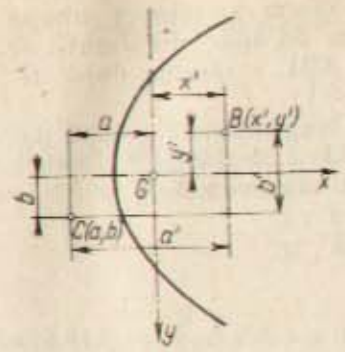



Fig. 8.29. Coordonate sectoriale față de un punct oarecare.

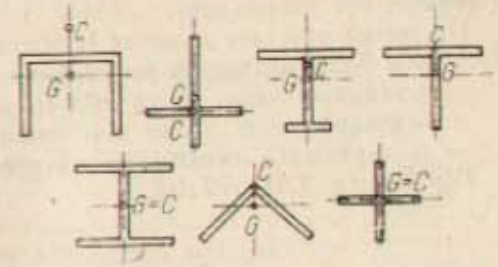



Fig. 8.30. Poziția centrului de răsucire la cîteva profile.

care sînt coordonatele punctului $C$ (centrul de răsucire) în raport cu centrul de greutate $G$. Dacă forța tăietoare trece prin acest centru, nu se produce răsucire.

Coordonatele centrului de răsucire pot fi determinate în raport cu orice alt punct $B$ (de coordonate $y'$ și $x'$ față de G). În cazul din figura 8.29 unde $a = a' - x'$ și $b = b' - y'$ se demonstrează că :

$$a = \frac{\int \omega_z \cdot y \cdot dA}{I_z} - x' ; \; b = \frac{\int \omega_b \cdot x \cdot dA}{I_y} - y'. \tag{8.60}$$

În aceste relații $y$, $x$, $I_y$, $I_z$ sînt calculate în raport cu axele principale de inerție $Gy$ și $Gx$, iar coordonatele sectoriale în raport cu $B$.

Poziția centrului de răsucire pentru o secțiune cu două axe de simetrie este la intersecția axelor de simetrie (centrul de greutate) ; la secțiuni cu o axă de simetrie centrul de răsucire se află pe această axă, iar la corniere și secțiuni T, la intersecția axelor aripilor (fig. 8.30).

8.2.3.3. **Determinarea eforturilor $\tau_\omega$ și $\sigma_\omega$** . Sub acțiunea unui moment $M_r$ al cărui vector este dirijat după axa longitudinală $z - z$, secțiunea se deformează ca în figura 8.31, *a*. Există o axă a secțiunii transversale pe care

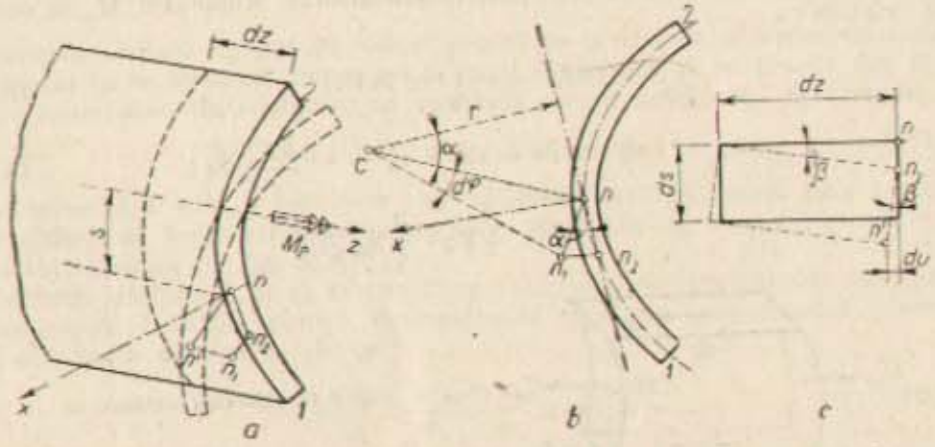



Fig. 8.31. Deformația unei bare și componentele deplasării unui punct al secțiunii.

nu apar alungiri ale fibrelor. Conturul secțiunii conform premiselor admise la punctul 8.2.3.1 rămîne nedeformat, iar în secțiune nu apar deformații de alunecare, deci dreptunghiul elementar din figura 8.31, *c* rămîne după deformație tot dreptunghi.

Un punct oarecare *n* situat la distanța *s* de axa longitudinală *z* după deformarea barei ajunge în punctul *n'*. În figurile 8.31, *a*, *b* și *c*:

— triunghiul $nn_2n_1$ se va afla în planul secțiunii transversale;
— segmentul $n_1n'$ și $du$ sînt orientate după axa $z$;
— $C$ reprezintă centrul de răsucire al secțiunii.

Din figura 8.31 rezultă:

$$\overline{nn_1} = \overline{Cn}\cdot d\varphi; \tag{8.61}$$

$$\overline{nn_1} = \overline{nn_2}\cos\alpha = \overline{Cn}\cos\alpha\, d\varphi = r\, d\varphi; \tag{8.62}$$

$$du = -ds\sin\beta = -\beta\, ds; \tag{8.63}$$

$$\beta = \frac{\overline{nn_2}}{dz};\quad du = \frac{\overline{nn_2}}{dz}ds = -r\, ds\,\frac{d\varphi}{dz}; \tag{8.64}$$

$$du = -\varphi' r\cdot ds \text{ și } u = -\varphi'\int r\, ds = -\varphi'\omega; \tag{8.65}$$

$$\varepsilon = \frac{du}{dz} = -\omega\varphi'', \text{ iar } \sigma_\omega = E\varepsilon = -E\omega\varphi''. \tag{8.66}$$

În mod analog, din figura 8.32 se pot determina și eforturile $\tau_\omega$:

$$d\tau_\omega\cdot t\cdot dz = d\sigma_\omega\cdot t\cdot ds \text{ (unde } tds = dA); \tag{8.67}$$

$$d\tau_\omega = -E\cdot\omega\cdot\varphi'''\cdot dz; \tag{8.68}$$

rezultă:

$$t\cdot d\tau_\omega = -E\varphi'''\omega dA; \tag{8.69}$$

$$\tau_\omega = -\frac{E\varphi'''}{t}\int\omega dA = -\frac{E\varphi'''}{t}S_\omega \tag{8.70}$$

Valoarea $S_\omega = \int\omega\, dA$ s-a definit ca *moment static sectorial*.

Eforturile unitare $\tau_\omega$ dau un moment rezultant $M_\omega$ denumit *moment de încovoiere-răsucire*, avînd ca sens pozitiv sensul orar. Momentul $M_\omega$ se obține din relațiile:

$$M_\omega = -\int_1^2 r\tau_\omega\, dA; \tag{8.71}$$

$$dA = t\cdot ds;\ r\cdot ds = d\omega;\ \tau_\omega = -\frac{E\varphi'''}{t}S_\omega; \tag{8.72}$$

$$M_\omega = +E\varphi'''\int_1^2 S_\omega\cdot d\omega. \tag{8.73}$$

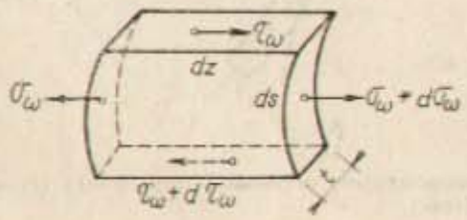



Fig. 8.32. Eforturi unitare $\tau_\omega$.



Prin integrare se obține:

$$\int_1^2 S_\omega\, d\omega = |\omega S_\omega|_1^2 - \int_1^2 \omega\, dS_\omega. \tag{8.74}$$

Primul termen este nul, deoarece la marginile profilului $S_\omega = 0$; $dS_\omega = \omega dA$ și în consecință,

$$M_\omega = -E\varphi'''\int_1^2\omega^2\, dA = -E\varphi''' I_\omega. \tag{8.75}$$

în care $I_\omega = \int_1^2\omega^2\, dA$ s-a definit ca *moment de inerție sectorial*.

Din (8.75) rezultă:

$$E\varphi''' = -\frac{M_\omega}{I_\omega}. \tag{8.76}$$

Introducînd aceste valori în relația (8.70) se obține:

$$\tau_\omega = -\frac{E\varphi'''}{t}S_\omega = \frac{M_\omega S_\omega}{t\cdot I_\omega}. \tag{8.77}$$

Din relația (8.76) prin integrare rezultă:

$$E\varphi'' = -\frac{\int M_\omega\cdot dz}{I_\omega} = -\frac{B}{I_\omega}. \tag{8.78}$$

în care $B = \int M_\omega dz$ se definește ca *bimoment*.

Introducînd valoarea dată de (8.78) în relația (8.66) se obține:

$$\sigma_\omega = -E\cdot\omega\cdot\varphi'' = \frac{B\cdot\omega}{I_\omega}. \tag{8.79}$$

Valorile $\tau_\omega$ rezultă mici, dar dau moment $M_\omega$ mare deoarece se aplică cu un braț de pîrghie mare (8.71).

Momentul total de răsucire este preluat prin răsucire pură și răsucire cu deplanare împiedicată:

$$M_r = M_s + M_\omega. \tag{8.80}$$

Eforturile unitare $\sigma_\omega$ pot da valori destul de mari; ele se caracterizează prin faptul că se datoresc împiedicării unor deformații și nu provin din încărcări exterioare. Într-adevăr, se constată că în solicitarea la răsucire:

$$\Sigma N_z = 0;\ \Sigma M_y = 0;\ \Sigma M_z = 0. \tag{8.81}$$

Bimomentul $B$ este o solicitare convențională, nefiind legată prin relații de echilibru de încărcări exterioare, deci eforturile $\sigma_\omega$ se echilibrează în interiorul secțiunii (v. fig. 8.26).

Eforturile unitare $\sigma_\omega$ și $\tau_\omega$ se suprapun celorlalte eforturi unitare rezultate din solicitări. Relațiile pentru determinarea efortului unitar total provenind din toate solicitările devin:

$$\sigma = \frac{N}{A} + \frac{M_y}{W_y} + \frac{M_z}{W_z} + \frac{B\cdot\omega}{I_\omega}; \tag{8.82}$$

$$\tau = \frac{T_y S_z}{tI_z} + \frac{T_z S_y}{tI_y} + \frac{M_t t}{I_r} + \frac{M_\omega S_\omega}{tI_\omega}. \tag{8.83}$$

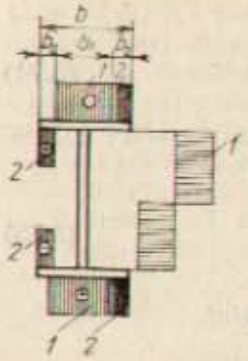


Fig. 8.33. Distribuția tensiunilor produse de încovoiere și răsucire în stadiul plastic.

După atingerea limitei de curgere în fibrele extreme, plastificarea pătrunde și în interiorul secțiunii pe măsură ce eforturile cresc. În cazul plastificării totale se poate determina partea din solicitare care este produsă de încovoiere și cea produsă de răsucire (fig. 8.33). Se consideră că eforturile produse de încovoiere sînt concentrate pe inimă și pe partea centrală a tălpilor pe lățimea $b_1 = b - 2b_2$; eforturile unitare din răsucire apar sub forma a două zone egale și de semn contrar pe lățimile $b_2$. Cu cît tălpile sînt mai late cu atît capacitatea elementului de a prelua eforturi $\sigma_\omega$ este mai mare.

În tabelul 8.1 se dau caracteristici'e sectoriale pentru diferite secțiuni.

8.2.3.4. **Ecuația diferențială a răsucirii cu deplanare împiedicată.** Eforturile unitare $\sigma_\omega$ și $\tau_\omega$ determinate în funcție de rotirea specifică $\varphi$ trebuie corelate cu solicitarea exterioară, în speță cu momentul $M_r$ care produce răsucirea generală în jurul axei $z-z$. Ținînd seama că acest moment produce și un efect de răsucire cu deplanare liberă $M_s$ (8.80) relațiile între eforturile unitare și solicitări în cazul răsucirii cu deplanare împiedicată sînt date de:

$$M_s = GI_t\varphi'; \quad \tau_s = \frac{M_s t}{I_t} = Gt\varphi'; \tag{8.84}$$

$$M_\omega = -E \cdot I_\omega \cdot \varphi'''; \quad \tau_\omega = \frac{M_\omega \cdot S_\omega}{t \cdot I_\omega}; \tag{8.85}$$

$$B = -E \cdot I_\omega \cdot \varphi''; \quad \sigma_\omega = \frac{B \cdot \omega}{I_\omega}. \tag{8.86}$$

Din relațiile (8.80), (8.84) și (8.85) rezultă:

$$GI_t\varphi' - EI_\omega\varphi''' = M_r. \tag{8.87}$$

Dacă momentul de răsucire este repartizat pe lungimea barei, se poate scrie $m_r = \frac{dM_r}{dz}$; prin derivare relația (8.87) devine:

$$GI_t\varphi'' - EI_\omega\varphi^{IV} = m_r; \tag{8.88}$$

notînd

$$\alpha^2 = \frac{GI_t}{EI_\omega}, \tag{8.89}$$

se obține ecuația diferențială:

$$\varphi^{IV} - \alpha^2\varphi'' = -\frac{m_r}{EI_\omega}, \tag{8.90}$$

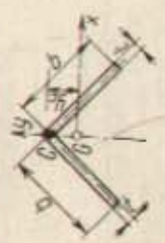
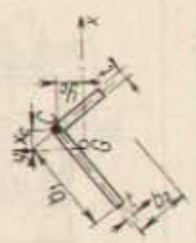
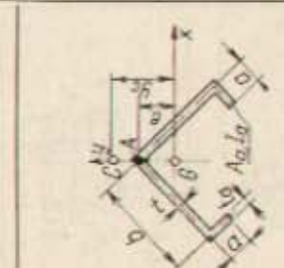
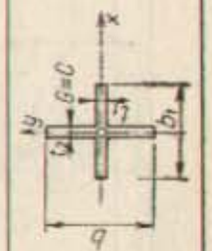
a cărei soluție este:

$$\varphi = c_1 + c_2 z + c_3 \operatorname{sh} \alpha z + c_4 \operatorname{ch} \alpha z + \varphi(z). \tag{8.91}$$

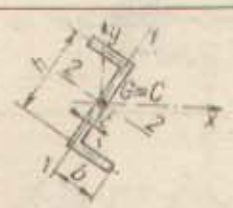
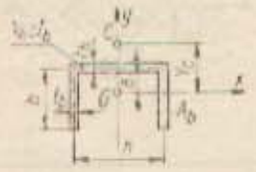
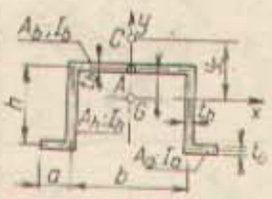
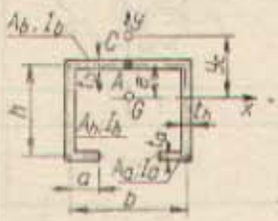
Valoarea $\alpha^2$ reprezintă caracteristica de încovoiere-răsucire a barei și este raportul dintre rigiditatea la răsucire cu deplanare liberă $GI_t$ și rigiditatea la răsucire cu deplanare împiedicată $EI_\omega$. În cazul unor momente concentrate (fig. 8.25) $dM_r/dz = m_r = 0$. În unele cazuri momentul $m_r$ este uniform repartizat pe lungime ($m_r = constant$); acest caz corespunde de



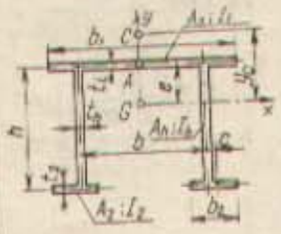
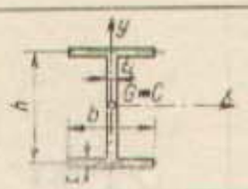
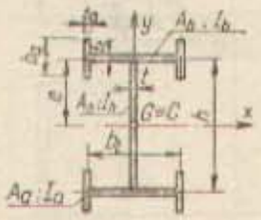
*Tabelul 8.1*

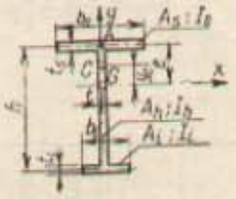
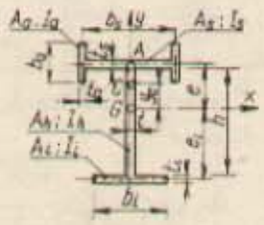
| Nr. crt. | Secțiunea | Suprafața, centrul de greutate, momente de inerție | Centrul de răsucire | Momentul de inerție sectorial | $r_x = \int \frac{(x^2 + y^2)}{I_x} dA$ |
|---|---|---|---|---|---|
| 0 | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 |
| 1 |  | $A = 2 \cdot b \cdot t$ | $y_c = e = \frac{b}{4}\sqrt{2}$ | $I_\omega = 0$<br>Ținînd seama de grosimea pereților<br>$I_\omega = \frac{b^2t^3}{18} = \frac{A^2}{144}$ | $r_x = -\frac{b}{2}\sqrt{2}$ |
| 2 |  | $A = t(b_1 + b_2)$ | | $I_\omega = \frac{t^3}{36}(b_1^2 + b_1^2)$ | Secțiune contraindicată pentru flambaj prin încovoiere-răsucire |
| 3 |  | $A = 2(b \cdot t + a \cdot t_a) = a \cdot t_a$;<br>$I_x = \frac{1}{3}a^2 \cdot t_a$; | $y_c = \frac{\sqrt{2} \cdot t_a \cdot b \cdot a^2}{6I_x}(3b - 2a)$ | $I_\omega = 2b^2I_x + (y_c - e)^2I_x$ | $r_x = -\frac{\frac{\sqrt{2}}{2}b - e}{10I_x}\cdot\frac{b - e\sqrt{2}}{2} - \frac{t_a \cdot a(2b-a)}{I_x}\left\{\frac{(\sqrt{2})^3}{4}(b-a)^2 + \frac{a}{3}\left[\frac{\sqrt{2}}{2}\left(b + \frac{3}{10}a\right) - e\right]\right\}$ |
| 4 |  | $A_1 = t_1 \cdot b_1$; $A_2 = t_2b_2$;<br>$A = A_1 + A_2 - t_1 \cdot t_2$ | | $I_\omega = \frac{A_1^2 + A_2^2}{18}$ | $r_x = r_y = 0$ |

*Tabelul 8.1* (continuare)

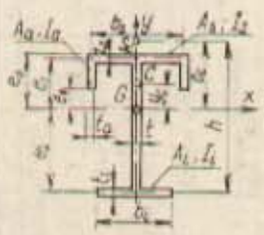
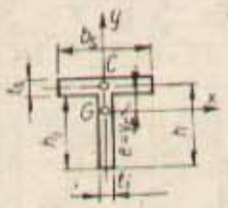
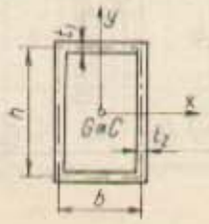
| 0 | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 |
|---|---|---|---|---|---|
| 5 |  | $A = t(2b + h)$ | $x_c = y_c = 0$ | $I_\omega = \frac{b^2h^2 \cdot t}{6}$ sau $I_\omega = \frac{h^2}{4} \cdot I_y$ | $r_x = r_y = 0$ |
| 6 |  | $A_1 = t_1 \cdot b$ ; $A_2 = t_2 \cdot h$ ; $A = A_1 - 2A_2$ ; $e = \frac{A_1}{A} \cdot b$ ; $I_x = A_1\left(\frac{h}{2}\right)^2$ ; $I_1 = \frac{t_1 \cdot h^3}{12}$ ; $I_y = I_2 = 2I_2$ ; $I_2 = \frac{2}{3} \cdot b^3 \cdot t_2 - e^2 \cdot A$ ; | $x_c = 0$ ; $y_c = e + \frac{I_1}{I_y} \cdot b$ | $I_\omega = \frac{b^2}{3} \cdot \frac{I_1^2 + 2I_1I_2}{I_y}$ | $r_x = \frac{1}{I_x}\left\{e(A_1 \cdot e^2 + I_1) + (2e - b)I_2 + \frac{t_2}{2}\left[e^2 - (b - e)^2\right]\right\}$ |
| 7 |  | $A_2 = t_2 \cdot a$ ; $A_1 = t_1 \cdot b$ ; $A_3 = t_3 \cdot h$ ; $A = 2A_2 + A_1 + 2A_3$ ; $e = \frac{A_3 - 2A_2}{A} \cdot h$ ; $I_1 = A_1\left(\frac{b}{2}\right)^2$ ; $I_1 = \frac{t_1 \cdot b^3}{12}$ ; $I_{23} = \frac{t_2}{3} a \quad I_2 = \frac{t_2 \cdot a^3}{12} + A_2\left(\frac{b \pm a}{2}\right)^2$ ; $I_y = 2I_3 + I_1 + 2I_2$ ; $I_x = \frac{2}{3} h^3 \cdot t_3 + 2A_2 \cdot h^2 - e^2 \cdot A$ | $x_c = 0$ ; $y_c = e + \frac{1}{I_y}\left(\frac{eAb^2}{4} - 2hI_{23}\right)$ | $I_\omega = \frac{b^2}{4}\left[I_x + e^2 \cdot A\left(1 - \frac{b^2 \cdot A}{4I_y}\right)\right] + 2 \cdot b^2 \cdot I_{23} - 2 \cdot b \cdot fh^2A_2 + b^2 \cdot e + A \cdot h\frac{I_{23}}{I_y}$ | |
| 8 |  | La calcularea valorii $I_\omega$ semnele se iau astfel: semnul (+) pentru *cazul 7*, semnul (−) pentru *cazul 8*. | | $f = a/2$ ; $f = -a/2$ | |

*Tabelul 8.1* (continuare)

| 0 | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 |
|---|---|---|---|---|---|
| 9 |  | $A_3 = t_3 \cdot h$ ; $A_1 = t_1 \cdot b_1$ ; $A_2 = t_2 \cdot b_2$ ; $A = 2A_3 + A_1 + 2A_2$ ; $e = \frac{A_3 + 2A_2}{A} h$ ; $I_3 = A_3 \cdot \left(\frac{h}{2}\right)^2$ ; $I_2 = \frac{t_2 \cdot b_2^3}{12} + A_2 \cdot \left(\frac{h}{2} - e\right)^2$ ; $I_1 = \frac{t_1 \cdot b_1^3}{12}$ ; $I_{23} = \frac{t_2 \cdot b_2^3}{12} + A_2 \cdot e^2$ ; $I_y = 2I_3 + 2I_2 + I_1$ ; $I_x = \frac{2}{3} h^3 t_3 + 2A_2h^2 - e^2A$ | $x_c = 0$ ; $y_c = e\left[1 - \frac{b^2A}{4I_y}\right] - 2h\frac{I_{23}}{I_y}$ | $I_\omega = \frac{b^2}{4}\left[I_x + e^2A\left(1 - \frac{b^2A}{4I_y}\right)\right] + 2h^2I_{23} - 2bch^2A_2 + b^2hcA\frac{I_{23}}{I_y} - 4h^2\frac{I_{23}^2}{I_y}$ | $r_x = \frac{1}{I_x}\left\{e(A_1e^2 + I_1) + (2e - h)I_3 + \frac{t_2}{2}[e^2 - (h - e)^2] - 2(h - e)[I_2 + A_2(h - e)^2]\right\}$ |
| 10 |  | | $x_c = 0$ ; $y_c = 0$ | $I_\omega = \frac{h^2}{4} I_y$ | $r_x = r_y = 0$ |
| 11 |  | $A_3 = (h - t_1) \cdot t$ ; $A_1 = (b_1 - t_2) \cdot t_1$ ; $A_2 = b_2 \cdot t_2$ ; $A = A_3 + 2A_1 - 4A_2$ ; $I_3 = \frac{t(h - t_1)^3}{12}$ ; $I_1 = \frac{t_1(b_1 - t_2)^3}{12}$ ; $I_2 = \frac{t_2b_2^3}{12}$ ; $I_y = 2I_2 + 4A_2 \cdot \left(\frac{b_1}{2}\right)^2$ ; $I_\omega = I_3 + 4I_2 + \left(\frac{h}{2}\right)^2 \cdot (2A_3 + 4A_2)$ ; | $x_c = 0$ ; $y_c = 0$ | $I_\omega = I_y\left(\frac{h}{2}\right)^2 + 4I_2\left(\frac{b_1}{2}\right)^2$ | $r_x = r_y = 0$ |

| 0 | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 |
|---|---|---|---|---|---|
| 12 |  | $A_h = \left\{h - \frac{1}{2}(t_s + t_i)\right\} t$ ; $A_s = b_s \cdot t_s$ ; $A_i = b_i \cdot t_i$ ; $A = A_h + A_s + A_i$ ; $e = \frac{A_s + 2A_i}{2A} \cdot h$ ; $I_o = \frac{t\left[h - \frac{1}{2}(t_s+t_i)\right]^3}{12}$ ; $I_s = \frac{t_s b_s^3}{12}$ ; $I_i = \frac{t_i \cdot b_i^3}{12}$ ; $I_y = I_s + I_i$ ; $I_x = 4I_h + A_i \cdot h^2 - e^2 \cdot A$ | $x_c = 0$ ; $y_c = \frac{1}{I_y}[eI_s - (h-e)I_i]$ | $I_\omega = \frac{I_s \cdot I_i}{I_y} \cdot h^2$ | $r_x = \frac{1}{I_x}\left\{y_c \cdot I_y + A_s \cdot e^2 - A_i(h-e)^2 + \frac{t}{4}[e^4 - (h-e)^4]\right\}$ |
| 13 |  | $A_h = t \cdot h$ ; $A_i = t_i \cdot b_i$ ; $A_s = t_s(b_s - t_a)$ ; $A_a = t_a \cdot b_s$ ; $A = A_h + A_c + A_s + 2A_a$ ; $e = \frac{A_h + 2A_i}{2A} h$ ; $I_h = \frac{t \cdot h^3}{12}$ ; $I_i = \frac{t_i \cdot b_i^3}{12}$ ; $I_s = \frac{t_s \cdot b_s^3}{12}$ ; $I_a = \frac{t_a \cdot b_a^3}{12}$ ; $I_y = I_s + I_i + 2A_a\left(\frac{b_s}{2}\right)^2$ ; $I_x = I_h + 2I_a + A_h\left(\frac{h}{2} - e\right)^2 + (A_s + 2A_a)e^2 + A_i e_1^2$ | $x_c = 0$ ; $y_c = \frac{I_s \cdot e - I_i \cdot e_1 - 2A_a e\left(\frac{b_s}{2}\right)^2}{I_y}$ | $I_\omega = I_s(e - y_c) + I_i(e_1 + y_c) + \left(\frac{I_s}{a} + A_a \cdot e^2\right)\left(\frac{b_s}{2}\right)^2$ | $r_x = \frac{1}{I_x}\left[I_y \cdot y_c - (A_s + 2A_a)e^3 - A_i e_1^3 + \frac{t}{4}(e^4 - e_1^4) - \frac{4}{3}A_a b_a e^3 + 8I_a e\right]$ |

*Tabelul 8.1* (continuare)

| 0 | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 |
|---|---|---|---|---|---|
| 14 |  | $A_a = t_a \cdot b_a$ ; $A_s = t_s b_s$ ; $A_i = t_i \cdot b_i$ ; $A_h = h \cdot t$ ; $A = A_h + A_s + A_i + 2A_a$ ; $e_1 = \frac{2A_a b_a + (A_h + 2A_i)b_h}{2A} + \frac{A_i(t_s + t_i)}{2A}$ ; $I_s = \frac{t_s \cdot b_s^3}{12}$ ; $I_i = \frac{t_i \cdot b_i^3}{12}$ ; $I_a = \frac{t_a \cdot b_a^3}{12}$ ; $I_y = I_s + I_i + 2A_a \cdot \left(\frac{b_s}{2}\right)^2$ | $x_c = 0$ ; $y_c = \frac{e_1\left[I_s + A_a\left(\frac{b_s}{2}\right)^2\right] - e_2 I_i}{I_y}$ | $I_\omega = I_{\omega c} + \frac{h^2\left[I_s + A_a\left(\frac{b_s}{2}\right)^2\right] I_i}{I_y}$ | $r_x = \frac{1}{I_x}\left[e_1(A_s \cdot e_1^2 + I_s) + e_2(A_i e_2^2 + I_i) + \frac{t}{4}(e_1^4 - e_2^4) + (e_1 - e_2)A_a\left(\frac{b_s}{2}\right)^2 + \frac{t_a}{2}(e_1^2 - e_2^2)\right]$ |
| 15 |  | $A_s = b_s \cdot t_s$ ; $A_i = h_i \cdot t_i$ ; $A = A_s + A_i$ ; $e = \frac{A_i}{2A} h$ ; $I_y = \frac{t_s \cdot b_s^3}{12}$ ; $I_x = \frac{t_i \cdot h_i^3}{3} - e^2 A$ ; | $x_c = 0$ ; $y_c = e$ | $I_\omega = 0$ Cu luarea în considerare a grosimilor pereților $I_\omega = \frac{t_s^2 \cdot b_s^3}{144} - \frac{t_i^2 \cdot h_i^3}{36}$ | $r_x = \frac{1}{I_x}\left\{I_y \cdot e + A_s \cdot e^2 + \frac{t_s^2}{4}[e^4 - (h-e)^4]\right\}$ |
| 16 |  | $I_x = \frac{2b^2h^2 \cdot t_1 t_2}{b \cdot t_2 + h \cdot t_1}$ | $x_c = y_c = 0$ | $I_\omega = \frac{b^2h^2}{24} \cdot \frac{(bt_2 - ht_1)^2}{(bt_2 + ht_1)^2} \cdot (bt_1 + ht_2)$ | $r_x = r_y = 0$ |

Tabelul 8.2

| Schema de încărcare | Bimomentele „B" | Momentul de încovoiere-răsucire „$M_\omega$" | Momentul de răsucire liberă „$M_s$" |
|---|---|---|---|
| ① | $-\frac{Pe\,sh\,\alpha(l-z)}{\alpha\,ch\,\alpha l}$ <br> $B_{max}$ pt. $z=0$ | $\frac{Pe\,ch\,\alpha(l-z)}{ch\,\alpha l}$ <br> $M_\omega$ max. pt. $z=0$ | $\frac{Pe\,[ch\alpha l-ch\alpha(l-z)]}{ch\,\alpha l}$ <br> $M_s$ max. pt. $z=l$ |
| ② | $\frac{pe}{\alpha^2 ch\alpha l}[\alpha l\,sh\alpha(l-z)-ch\alpha l+ch\alpha z]$ <br> $B_{max}$ pt. $z=0$ | $\frac{pe[\alpha l\,ch\alpha(l-z)-sh\alpha z]}{\alpha\,ch\alpha l}$ <br> $M_\omega$ max. pt. $z=0$ | $\frac{pe[\alpha(l-z)ch\alpha l+sh\alpha z-\alpha l\,ch\alpha(l-z)]}{ch\alpha l}$ <br> $M_s$ max. pt. $z=l/4$ |
| ③ | $-\frac{M_0 e\,ch\alpha z}{ch\alpha l}$ <br> $B_{max}$ pt. $z=l$ | $-\frac{M_0 e\,\alpha\,sh\alpha z}{ch\alpha l}$ <br> $M_\omega$ max. pt. $z=l$ | $\frac{M_0 e\,\alpha\,sh\alpha z}{ch\alpha l}$ <br> $M_r=M_\omega+M_s=0$ <br> $M_s$ max. pt. $z=l$ |
| ④ | $\frac{Pe\,sh\alpha a\,sh\alpha(l-z)}{\alpha\,sh\alpha l}$ <br> $B_{max}$ pt. $a=b$, $z=l/2$ | $\frac{Pe\,sh\alpha a\,ch\alpha(l-z)}{sh\alpha l}$ <br> $M_\omega$ max. pt. $a=b$; $z=l/2$ | $Pe\left[\frac{a}{l},\frac{sh\alpha a\,ch\alpha(l-z)}{sh\alpha l}\right]$ <br> $M_r=M_\omega+M_s$ <br> $M_s$ max. pt. $a=b$; $z=0$ |
| ⑤ | $\frac{pe}{\alpha^2}\left[1-\frac{ch\alpha(l/2-z)}{ch\alpha\,l/2}\right]$ <br> $B_{max}$ pt. $z=l/2$ | $\frac{pe}{\alpha}\,\frac{sh\alpha(l/2-z)}{ch\alpha\,l/2}$ <br> $M_\omega$ max. pt. $z=0$ și $z=l$ | $\frac{pe}{\alpha}\left[\alpha\left(\frac{l}{2}-z\right)-\frac{sh\alpha(l/2-z)}{ch\alpha\,l/2}\right]$ <br> $M_r=M_\omega+M_s$ <br> $M_s$ max. pt. $z=0$ și $z=l$ |
| ⑥ | $\frac{M_0 e\,sh\alpha(l-z)}{sh\alpha l}$ <br> $B_{max}$ pt. $z=0$ | $-\frac{M_0 e\,\alpha\,ch\alpha(l-z)}{sh\alpha l}$ <br> $M_\omega$ max. pt. $z=0$ | $\alpha M_0 e\left[\frac{ch\alpha(l-z)}{sh\alpha l}-\frac{1}{\alpha l}\right]$ <br> $M_r=M_\omega+M_s=-\frac{M_0 e}{l}$ <br> $M_s$ max. pt. $z=0$ |
| ⑦ | $\frac{Pe\,[ch\alpha z-ch\alpha(l/2-z)]}{2\alpha\,sh\alpha\,l/2}$ <br> $B_{max}$ pt. $z=0$; $z=l/2$; $z=l$ | $\frac{Pe\,[sh\alpha z+sh\alpha(l/2-z)]}{2sh\alpha\,l/2}$ <br> $M_\omega$ max. pt. $z=0$; $z=l/2$ | $\frac{Pe\,[sh\alpha\,l/2-sh\alpha z-sh\alpha(l/2-z)]}{2sh\alpha\,l/2}$ <br> $M_r=M_\omega+M_s=\frac{Pe}{2}$ <br> $M_s$ max. pt. $z=l/4$ |
| ⑧ | $\frac{pe}{\alpha^3}\left[1-ch\alpha z+l\,sh\alpha z\right]$ <br> $B_{max}$ pt. $z=l$ | $\frac{pe}{\alpha^2}\left[l\,ch\alpha z-sh\alpha z\right]$ <br> $M_\omega$ max. pt. $z=0$; $z=l$ | $\frac{pe}{\alpha^3}\left[(3l/8-z)\alpha^2-l\,ch\alpha z+sh\alpha z\right]$ <br> $M_s$ max. $z=0$; $z=2l/3$ <br> $L=\frac{1+\alpha l\,sh\alpha l-ch\alpha l-\alpha^2 l^2/2}{\alpha l\,ch\alpha l-sh\alpha l}$ |
| ⑨ | $\frac{pe}{\alpha^2}\left[1-\frac{\alpha l\,ch(l/2-z)}{2sh\alpha\,l/2}\right]$ <br> $B_{max}$ pt. $z=0$; $z=l/2$; $z=l$ | $\frac{pe}{\alpha}\left[(l-k)\frac{ch\alpha z-ch\alpha(l-z)}{sh\alpha l}\right]$ <br> $M_\omega$ max. pt. $z=0$; $z=l/2$; $z=l$ | $\frac{pe}{\alpha}\left[\alpha\left(\frac{l}{2}-z\right)-(l-k)\frac{ch\alpha z-ch\alpha(l-z)}{sh\alpha l}\right]$ <br> $M_r=M_\omega+M_s$ <br> $k=1-\frac{\alpha l}{2th\alpha l/2}$ <br> $M_s$ max. pt. $z=l/4$ și $z=3l/4$ |
| OBSERVAȚII | $\alpha=\sqrt{GI_r/EI_\omega}$ ; $M_\omega=\frac{dB}{dz}$ ; $M_r=M_\omega+M_s$ ; | | |



exemplu situației cînd o încărcare uniform distribuită $q$ s-a aplicat pe grindă cu o excentricitate constantă $e$, rezultînd un moment de răsucire $m_r = q \cdot e$. Variația momentului de răsucire pe lungimea barei este aceeași cu a forței tăietoare.

În relația (8.91) primii patru termeni reprezintă soluția ecuației diferențiale omogene:

$$\varphi^{IV} - \alpha^2 \varphi'' = 0, \tag{8.92}$$

iar ultimul termen reprezintă o soluție particulară care satisface ecuația neomogenă (8.90).

Constantele de integrare se deduc din condițiile de margine prin derivare; astfel:

— din împiedicarea răsucirii în jurul axei oz rezultă: $\varphi_0 = 0$;

— împiedicarea deplanării duce la $\varphi'_0 = 0$ deoarece $u = 0$;

— libertatea completă la deplanare înseamnă $\varphi'' = 0$ deoarece $\sigma_\omega = 0$;

Avînd $\varphi$, $\varphi'$, $\varphi''$, $\varphi'''$ se deduc valorile $M_r$, $M_\omega$ și $B$.

În tabelul 8.2 sînt date valorile $B$, $M_\omega$ și $M_s$ pentru diferite tipuri de solicitări ale elementelor.

Pentru înlesnirea rezolvării relațiilor de calcul din tabelul 8.2, în tabelul 8.3 sînt date valorile funcțiilor trigonometrice hiperbolice corespunzătoare. În tabelele 8.4 și 8.5 sînt date caracteristicile sectoriale ale profilelor uzuale U și I laminate în țara noastră.

Tabelul 8.3

| $\alpha l$ | $sh\alpha l$ | $ch\alpha l$ | $th\alpha l$ | $\alpha l$ | $sh\alpha l$ | $ch\alpha l$ | $th\alpha l$ | $\alpha l$ | $sh\alpha l$ | $ch\alpha l$ | $th\alpha l$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0,0 | 0,000 | 1,000 | 0,000 | 1,7 | 2,646 | 2,828 | 0,935 | 4,8 | 60,75 | 60,76 | 1,0 |
| 0,1 | 0,100 | 1,005 | 0,100 | 1,8 | 2,942 | 3,107 | 0,947 | 5,0 | 74,20 | 74,21 | 1,0 |
| 0,2 | 0,201 | 1,020 | 0,197 | 1,9 | 3,268 | 3,418 | 0,956 | 5,2 | 90,63 | 90,64 | 1,0 |
| 0,3 | 0,305 | 1,045 | 0,291 | 2,0 | 3,627 | 3,762 | 0,964 | 5,4 | 110,7 | 110,7 | 1,0 |
| 0,4 | 0,411 | 1,081 | 0,380 | 2,2 | 4,457 | 4,568 | 0,976 | 5,6 | 135,2 | 135,2 | 1,0 |
| 0,5 | 0,521 | 1,128 | 0,462 | 2,4 | 5,466 | 5,557 | 0,984 | 5,8 | 165,1 | 165,2 | 1,0 |
| 0,6 | 0,637 | 1,185 | 0,537 | 2,6 | 6,695 | 6,769 | 0,989 | 6,0 | 201,7 | 201,7 | 1,0 |
| 0,7 | 0,759 | 1,255 | 0,604 | 2,8 | 8,192 | 8,253 | 0,993 | 7,0 | ∞ | ∞ | 1,0 |
| 0,8 | 0,888 | 1,337 | 0,664 | 3,0 | 10,02 | 10,07 | 0,994 | 8,0 | ∞ | ∞ | 1,0 |
| 0,9 | 1,027 | 1,433 | 0,716 | 3,2 | 12,25 | 12,29 | 1,0 | 9,0 | ∞ | ∞ | 1,0 |
| 1,0 | 1,175 | 1,543 | 0,762 | 3,4 | 14,97 | 15,00 | 1,0 | 10,0 | ∞ | ∞ | 1,0 |
| 1,1 | 1,336 | 1,669 | 0,800 | 3,6 | 18,22 | 18,31 | th $\alpha l$ pentru $\alpha l \geq 3$ diferă foarte puțin de 1,0 | 11,0 | ∞ | ∞ | 1,0 |
| 1,2 | 1,509 | 1,811 | 0,834 | 3,8 | 22,34 | 22,36 | | 12,0 | ∞ | ∞ | 1,0 |
| 1,3 | 1,698 | 1,971 | 0,862 | 4,0 | 27,29 | 27,31 | | 13,0 | ∞ | ∞ | 1,0 |
| 1,4 | 1,904 | 1,151 | 0,885 | 4,2 | 33,34 | 33,35 | | 14,0 | ∞ | ∞ | 1,0 |
| 1,5 | 2,129 | 2,352 | 0,905 | 4,4 | 40,72 | 40,73 | | 15,0 | ∞ | ∞ | 1,0 |
| 1,6 | 2,376 | 2,557 | 0,922 | 4,6 | 49,74 | 49,74 | | | | | |

8.2.3.5. **Influența forței axiale.** Fenomenul de răsucire poate fi produs și de acțiunea unei forțe axiale. Se demonstrează în acest caz că valoarea bimomentului $B_0$ în secțiunea în care se aplică forța, are valoarea :

$$B_0 = N \cdot \omega_N, \tag{8.93}$$

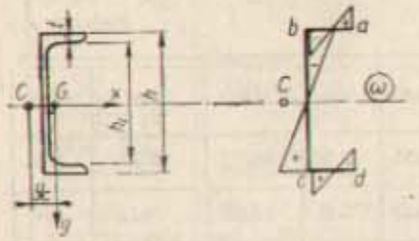
în care $N$ este forța axială, iar $\omega_N$ este valoarea coordonatei sectoriale în punctul de aplicare a forței.

În condițiile rezemărilor obișnuite, date în tabelul 8.2, considerînd că secțiunea de reazem nu se rotește în jurul axei $z-z$, variația bimomentului pe lungimea barei este dată de relația :

$$B = B_0 \frac{\operatorname{sh} \alpha z + \operatorname{sh} \alpha (l - z)}{\operatorname{sh} \alpha l}. \tag{8.94}$$

Din relația (8.93) rezultă că răsucirea nu va apare atunci cînd forța se aplică în punctele în care coordonata sectorială este egală cu zero.

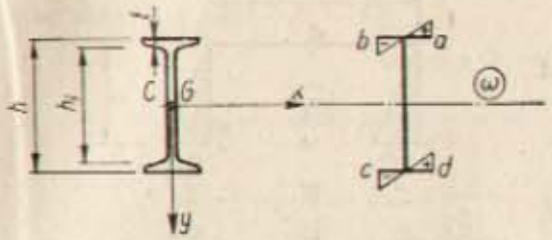
*Tabelul 8.4*




| Denumire profil U | $I_t$ (cm⁴) | $I_\omega$ (cm⁶) | $\omega$ (cm²) în $a$ și $d$ | $\omega$ (cm²) în $b$ și $c$ | $y_c$ (cm) | $h_j$ (cm) | $\alpha = \sqrt{\frac{GI_t}{EI_\omega}}$ (cm⁻¹) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 8 | 2,16 | 168,0 | 9,18 | 5,35 | 2,67 | 6,65 | 0,0704 |
| 10 | 2,81 | 414,0 | 13,20 | 7,54 | 2,93 | 8,42 | 0,0511 |
| 12 | 4,15 | 900,0 | 18,00 | 9,71 | 3,03 | 10,00 | 0,0421 |
| 14 | 5,68 | 1 800,0 | 23,10 | 12,60 | 3,37 | 11,80 | 0,0384 |
| 16 | 7,39 | 3 260,0 | 29,10 | 15,40 | 3,57 | 13,30 | 0,0295 |
| 18 | 9,55 | 5 570,0 | 35,80 | 18,60 | 3,75 | 15,10 | 0,0257 |
| 20 | 11,90 | 9 070,0 | 43,20 | 21,90 | 3,95 | 16,80 | 0,0225 |
| 22 | 16,00 | 14 600,0 | 50,80 | 25,70 | 4,20 | 18,50 | 0,0205 |
| 24 | 19,70 | 22 100,0 | 59,50 | 29,50 | 4,40 | 20,10 | 0,0185 |
| 26 | 25,50 | 33 300,0 | 68,20 | 34,00 | 4,66 | 21,80 | 0,0172 |
| 28 | 31,00 | 48 500,0 | 77,50 | 39,10 | 5,02 | 23,60 | 0,0157 |
| 30 | 37,40 | 69 100,0 | 87,00 | 45,00 | 5,41 | 25,40 | 0,0144 |



*Tabelul 8.5*




| Denumirea profilului I | $I_t$ (cm⁴) | $I_\omega$ (cm⁶) | $\omega$ (cm²) în punctele $a$, $b$, $c$ și $d$ | $h_j$ (cm) | $\alpha = \sqrt{\frac{GI_t}{EI_\omega}}$ (cm⁻¹) |
|---|---|---|---|---|---|
| 8 | 0,869 | 87,5 | 7,78 | 6,84 | 0,0618 |
| 10 | 1,600 | 268,0 | 11,70 | 8,57 | 0,0479 |
| 12 | 2,710 | 685,0 | 16,30 | 10,30 | 0,0390 |
| 14 | 4,320 | 1 540,0 | 21,70 | 12,00 | 0,0329 |
| 16 | 6,570 | 3 140,0 | 27,80 | 13,70 | 0,0284 |
| 18 | 9,580 | 5 920,0 | 34,80 | 15,50 | 0,0249 |
| 20 | 13,500 | 10 500,0 | 42,50 | 17,20 | 0,0222 |
| 22 | 18,600 | 17 800,0 | 50,90 | 18,90 | 0,0201 |
| 24 | 25,000 | 28 700,0 | 60,10 | 20,60 | 0,0183 |
| 26 | 33,500 | 44 100,0 | 69,50 | 22,30 | 0,0171 |
| 28 | 44,200 | 64 600,0 | 78,80 | 24,00 | 0,0162 |
| 30 | 56,800 | 91 800,0 | 88,70 | 25,70 | 0,0154 |
| 32 | 72,590 | 129 000,0 | 99,10 | 27,40 | 0,0147 |
| 34 | 90,400 | 176 000,0 | 110,00 | 29,10 | 0,0140 |
| 36 | 115,000 | 240 000,0 | 122,00 | 30,70 | 0,0135 |
| 40 | 170,000 | 420 000,0 | 147,00 | 34,10 | 0,0125 |

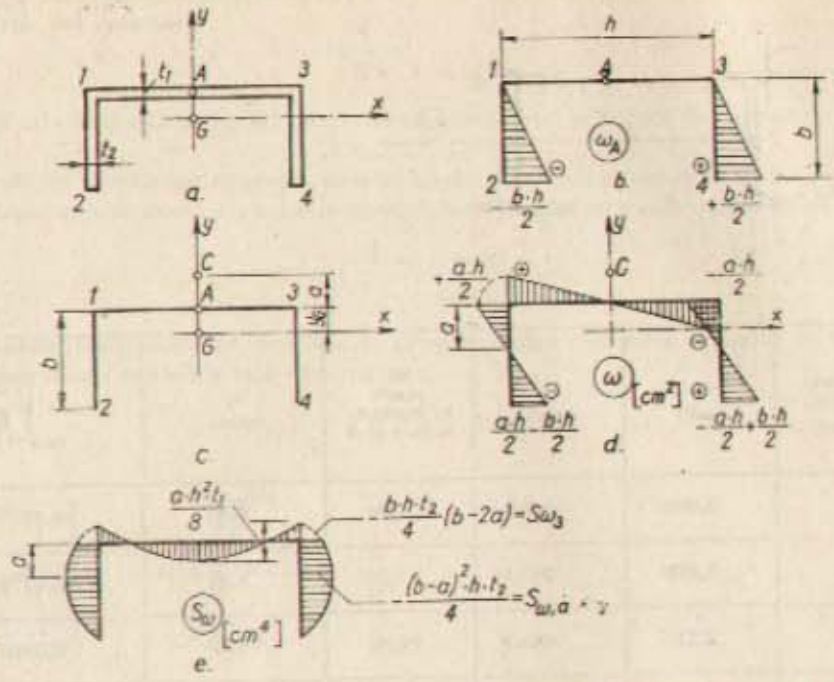



Fig. 8.E.1. Determinarea caracteristicilor sectoriale la un profil U.

*Exemplul 8.1.* Determinarea caracteristicilor sectoriale pentru un profil U. Secțiunea are o axă de simetrie $G_y$ astfel că atît centrul de greutate $G$, cît și cel de răsucire $C$ se vor afla pe această axă (fig. 8.E.1, *a*). Se alege un punct convenabil $A$ față de care se determină *coordonatele sau suprafețele sectoriale* $\omega$. Deoarece secțiunea este compusă numai din linii drepte — frînte — este suficientă determinarea valorilor $\omega_A$ la capetele părților componente, variația diagramei $\omega_A$ între două capete fiind liniară. În originea arbitrar aleasă $\omega_A = 0$. Pentru celelalte puncte caracteristice, conform relației (8.55) se obține :

$$\omega_{A,1} - \omega_A = \omega_{A,1} = \frac{h}{2}\cdot 0 = 0 ;$$

$$\omega_{A,2} - \omega_{A,1} = \omega_{A,2} = -b\cdot\frac{h}{2} = -\frac{bh}{2} ;$$

$$\omega_{A,3} - \omega_A = \omega_{A,3} = 0 ;$$

$$\omega_{A,4} - \omega_{A,3} = \omega_{A,4} = +b\cdot\frac{h}{2} = \frac{b\cdot h}{2}.$$

Cu ajutorul diagramei $\omega_A$ (fig. 8.E.1, *b*) utilizînd relația (8.59) se poate determina poziția centrului de răsucire $C$ față de punctul $A$ (fig. 8.E.1, *c*) :

$$\int_A \omega_A\cdot x\cdot dA = 2\cdot\frac{b\cdot h}{2}\cdot\frac{b}{2}\cdot\frac{h}{2}\cdot t_2 = \frac{b^2\cdot h^2\cdot t_2}{4},$$

iar :

$$a = \frac{\int_A \omega_A\cdot x\cdot dA}{I_y} = \frac{b^2\cdot h^2\cdot t_2}{4I_y}.$$



Cunoscînd poziția centrului de răsucire $C$, diagrama reală $\omega$ — necesară determinării celorlalte caracteristici sectoriale — se trasează ușor (asemănător cu diagrama $\omega_A$) (fig. 8.E.1, *d*)

$$\omega_A = a\cdot 0 = 0 ;$$

$$\omega_1 - \omega_A = \omega_1 = +\frac{h}{2}\cdot a = \frac{a\cdot h}{2} = -\omega_3 \ [\text{cm}^2] ;$$

$$\omega_1 - \omega_2 = -\omega_2 = \frac{a\cdot h}{2} - \frac{b\cdot h}{2} = +\omega_4 \ [\text{cm}^2].$$

Tensiunile $\sigma_\omega$ vor avea variația diagramei $\omega$.

*Momentul static sectorial* se obține cu relația $S_\omega = \int_A \omega\cdot dA = \int_0^S \omega\cdot t\cdot dS$, adică înmulțind porțiunea de arie izolată din diagrama $\omega$, cu grosimea peretelui. Maximele din diagrama $S_\omega$ corespund punctelor în care diagrama $\omega$ schimbă de semn (se măsoară în cm⁴) :

$$S_{\omega,A} = \frac{1}{2}\cdot\frac{a\cdot h}{2}\cdot\frac{h}{2}\cdot t_1 = \frac{a\cdot h^2\cdot t_1}{8} ;$$

$$S_{\omega,a} = \left(\frac{a\cdot h}{2} - \frac{b\cdot h}{2}\right)\cdot(b-a)\cdot\frac{1}{2}\cdot t_2 = -\frac{h}{2}(b-a)(b-a)\cdot\frac{t_2}{2} = -\frac{(b-a)^2 h\cdot t_2}{4} ;$$

$$S_{\omega,1} = S_{\omega,3} = -\frac{(b-a)^2\cdot h\cdot t_2}{4} + \frac{a\cdot h}{2}\cdot a\cdot\frac{1}{2}t_2 = -\frac{h\cdot t_2}{4}(b^2 - 2ab + a^2 - a^2) =$$

$$= -\frac{b\cdot h\cdot t_2}{4}(b-2a).$$

Tensiunile $\tau_\omega$ vor avea variația diagramei $S_\omega$ (fig. 8.E.1, *e*).

*Momentul de inerție sectorial* — măsurat în [cm⁶] se determină cu relația $I_\omega = \int_A \omega^2\cdot dA$, adică integrînd diagrama $\omega$ (prin Vereșceaghin) cu ea însăși :

$$I_\omega = 2\cdot\frac{t_2}{2}\left(\frac{a\cdot h}{2} - \frac{b\cdot h}{2}\right)\cdot(b-a)\cdot\frac{2}{3}\left(\frac{a\cdot h}{2} - \frac{b\cdot h}{2}\right) + 2\cdot\frac{t_2}{2}\cdot\frac{a\cdot h}{2}\cdot a\cdot\frac{2}{3}\frac{a\cdot h}{2} +$$

$$+ 2\cdot\frac{t_1}{2}\cdot\frac{a\cdot h}{2}\cdot\frac{h}{2}\cdot\frac{2}{3}\frac{a\cdot h}{2} = \frac{h^2\cdot b^3}{6}\cdot t_2 - \frac{1}{16 I_y}\cdot t_2\cdot b^4\cdot h^4 ;$$

sau :

$$I_\omega = \frac{b^2}{3}\frac{I_y^2 + 2I_x\cdot I_x}{I_y} \text{ (vezi tabelul 8.1).}$$

*Exemplul 8.2.* Caracteristicile sectoriale la o secțiune dublu T cu tălpi inegale (fig. 8.E.2, *a*).

Alegînd ca origine „arbitrară" centrul de greutate $G$ se determină diagrama $\omega_G$, care în cazul de față va avea același aliură ca și diagrama reală $\omega$ :

$$\omega_{G,3} = \omega_{G,2} = 0 ;$$

$$-\omega_{G,8} = \omega_{G,5} = \frac{b_3}{2}\cdot y_G ;$$

$$\omega_{G,4} = -\omega_{G,6} = \frac{b_1}{2}(h - y_G).$$

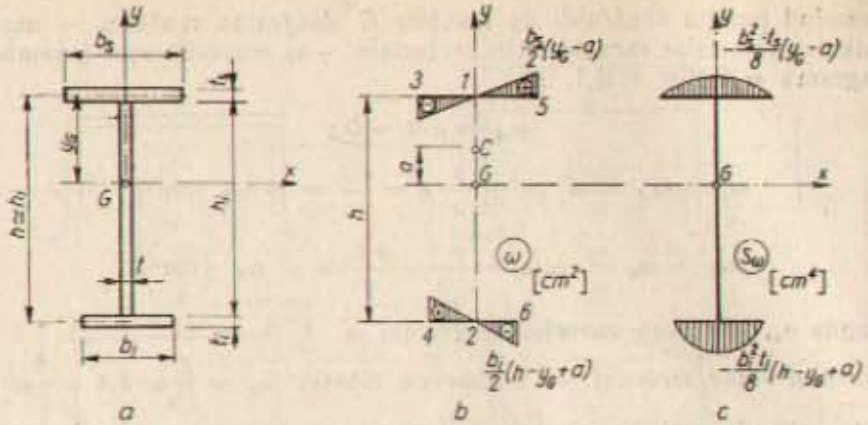



Fig. 8.E.2. Caracteristicile sectoriale la o secțiune dublu T nesimetrică.

Cu ajutorul diagramei $\omega_G$ (fig. 8.E.2, *b*) utilizînd relația (8.59) se determină poziția centrului de răsucire $C$ față de centrul de greutate $G$ :

$$\int_A \omega_G \cdot x \cdot dA = 2\left[\frac{b_s}{2} \cdot y_G \cdot \frac{b_s}{2} \cdot \frac{1}{2}\right] \cdot t_s \cdot \frac{2}{3} \cdot \frac{b_s}{2} -$$

$$-2\left[\frac{b_i}{2}(h - y_G) \cdot \frac{b_i}{2} \cdot \frac{1}{2} \cdot t_i \cdot \frac{2}{3} \cdot \frac{b_i}{2}\right] = \frac{t_s \cdot b_s^3}{12} \cdot y_G - \frac{t_i \cdot b_i^3}{12} \cdot (h - y_G) =$$

$$= y_G \cdot I_s - (h - y_G) \cdot I_i \quad \text{(v. și tab. 8.1)};$$

în această relație s-a notat :

$$I_s = \frac{t_s \cdot b_s^3}{12}, \text{ respectiv } I_i = \frac{t_i \cdot b_i^3}{12}.$$

Deci :

$$a = \frac{\int_A \omega_G \cdot x \, dA}{I_y} = \frac{1}{I_y}[y_G \cdot I_s - (h - y_G) \cdot I_i].$$

Avînd poziția centrului de răsucire $C$, diagrama reală $\omega$ va avea valorile din punctele caracteristice :

$$\omega_1 = \omega_2 = 0 ;$$

$$\omega_3 = \omega_5 = \frac{b_s}{2} \cdot (y_G - a) ;$$

$$\omega_4 = -\omega_6 = \frac{b_i}{2} \cdot (h - y_G + a).$$

Variația diagramei $\omega$ definește și distribuția tensiunilor $\sigma_\omega$ de pe secțiunea barei.



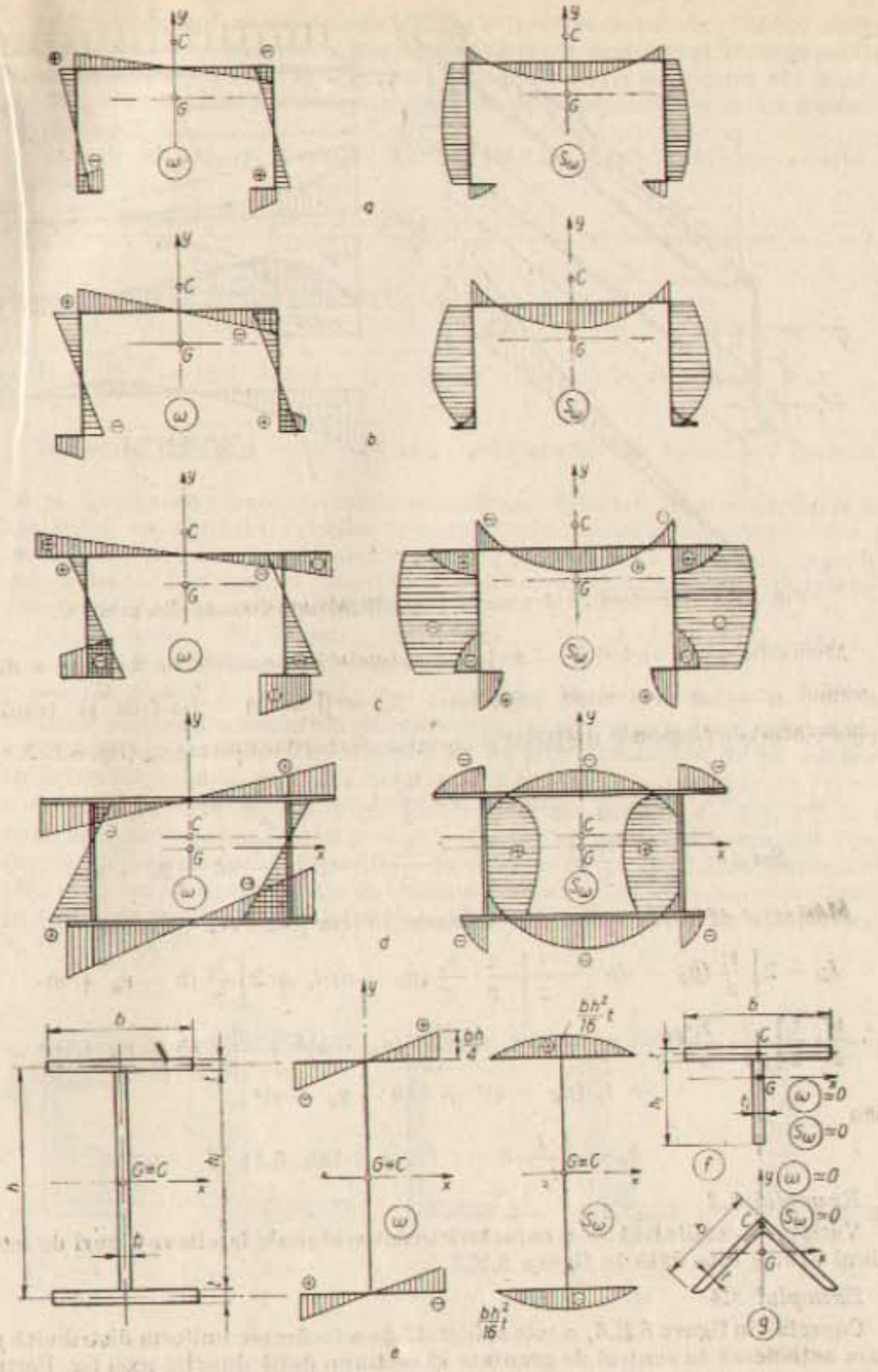



Fig. 8.E.3. Caracteristici sectoriale la secțiuni :
*a* — tip ⊏ ; *b* — tip ⊐⊏ ; *c* — tip π ; *d* — tip cheson ; *e* — dublu T ; *f* — tip T; $I_\omega \simeq 0$ ; *g* — cornieră ; $I_\omega \simeq 0$.

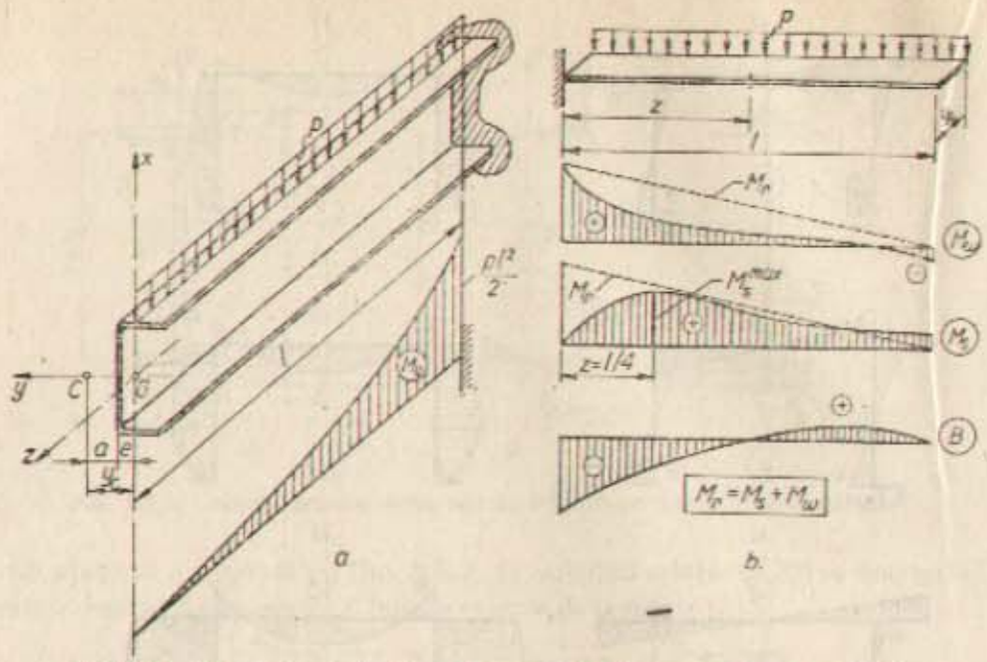



Fig. 8.E.4. Răsucirea cu deplanare împiedicată la o consolă din profil U.

*Momentul static sectorial* — avînd maximele în punctele de anulare a diagramei $\omega$ — se determină cu relația $S_\omega = \int_A \omega \cdot dA = \int_0^s \omega \cdot t \cdot ds$ și rezultă cu o variație parabolică, definind și variația eforturilor unitare $\tau_\omega$ (fig. 8.E.2, *c*) :

$$S\omega_{,1} = -\frac{1}{2}\cdot\frac{b_s}{2}(y_G - a)\cdot\frac{b_s}{2}\cdot t_s = -\frac{b_s^2 \cdot t_s}{8}(y_G - a);$$

$$S\omega_{,2} = -\frac{1}{2}\cdot\frac{b_i}{2}(h - y_G + a)\cdot\frac{b_i}{2}\cdot t_i = -\frac{b_i^2 \cdot t_i}{8}(h - y_G + a).$$

*Momentul de inerție sectorial* — măsurat în [cm$^6$] va avea valoarea :

$$I_\omega = 2\left[\frac{b_s}{2}(y_G - a)\cdot\frac{b_s}{2}\cdot\frac{1}{2}\right]\cdot\frac{2}{3}\cdot\frac{b_s}{2}(y_G - a)\cdot t_s + 2\left[\frac{b_i}{2}(h - y_G + a)\cdot\right.$$

$$\left.\cdot\frac{b_i}{2}\cdot\frac{1}{2}\right]\cdot\frac{2}{3}\cdot\frac{b_i}{2}(h - y_G + a)\cdot t_i = \frac{b_s^2 \cdot t_s}{12}(y_G - a)^2 + \frac{b_i^2 \cdot t_i}{12}(h - y_G + a)^2 =$$

$$= I_s \cdot (y_G - a)^2 + I_i (h - y_G + a)^2;$$

sau

$$I_\omega = \frac{I_i \cdot I_s}{I_y}\cdot h \qquad \text{(vezi și tab. 8.1).}$$

*Exemplul 8.3*

Variația — calitativă — a caracteristicilor sectoriale la cîteva tipuri de secțiuni uzuale este dată în figura 8.E.3.

*Exemplul 8.4*

Consola din figura 8.E.4, *a* este solicitată de o încărcare uniform distribuită *p* care acționează în centrul de greutate al secțiunii după direcția axei *Gx*. Forța uniform distribuită *p* pe lîngă încovoierea față de axa *Gy* solicită consola și la



o răsucire cu deplanare împiedicată dată de un moment de răsucire uniform distribuit $m_r = p \cdot y_c$, unde $y_c$ reprezintă distanța dintre centrul de greutate $G$ și centrul de răsucire $C$ al secțiunii. Momentul de răsucire total $M_r = M_s + M_\omega = m_r \cdot l$ este preluat prin răsucire pură $M_s$ și răsucire cu deplanare împiedicată $M_\omega$.

Valorile $M_s$, $M_\omega$ și $B$ rezultă din tabelul 8.2 — pct. 2 — și au variația din figura 8.E.4, *b* :

$$M_s = \frac{p \cdot y_c \cdot [\alpha(l - z)\cdot\mathrm{ch}\alpha l + \mathrm{sh}\,\alpha z - \alpha \cdot l \cdot \mathrm{ch}\alpha(l - z)]}{\mathrm{ch}\,\alpha l}, \text{ având maximum la } z = l/4;$$

$$M_\omega = \frac{p \cdot y_c [\alpha \cdot l \cdot \mathrm{ch}\,\alpha(l - z) - \mathrm{sh}\alpha z)]}{\alpha \cdot \mathrm{ch}\,\alpha l}, \text{ cu maxim în } z = 0;$$

$$B = \frac{p \cdot y_c}{\alpha^3 \cdot \mathrm{ch}\,\alpha l}[\alpha \cdot l \cdot \mathrm{sh}\,\alpha(l - z) - \mathrm{ch}\,\alpha l + \mathrm{ch}\,\alpha z], \text{ cu maxim în } z = 0.$$

În aceste relații $\alpha = \sqrt{\frac{G \cdot I_r}{E \cdot I_\omega}}$ este caracteristica de încovoiere-răsucire a barei. Cunoscînd caracteristicile geometrice și sectoriale (vezi și exemplul 8.1) ale barei, cu ajutorul valorilor funcțiilor trigonometrice-hiperbolice din tabelul 8.3 se pot determina valorile $M_s$, $M_\omega$ și $B$ în orice secțiune $z$ de pe lungimea barei. Din analiza variației eforturilor secționale rezultă punctele în care verificările pot fi semnificative :

$z = 0$, unde : $M_s = max$ ; $T_z = max$ ; $M_\omega = M_r = max$ ; $M_s = 0$ ; $B = max$.

$z = l/4$, unde : $M_s \neq 0$ ; $T_z \neq 0$ ; $M_\omega \neq 0$ ; $M_s = max$ și $B \neq 0$.

Într-o secțiune oarecare (la distanța $z$ de încastrare), pe baza celor prezentate anterior (pct. 8.2 și exemplul 8.1), variația tensiunilor de pe secțiunea transversală a barei va fi cea din figura 8.E.5.

Încovoierea față de axa *y* conduce la eforturi unitare $\sigma_z$ (fig. 8.E.5, *a*), forfecarea la tensiunea $\tau_x$ (fig. 8.E.5, *b*), iar răsucirea cu deplanare liberă (pură) dă naștere la $\tau_s$ (fig. 8.E.5, *c*). Răsucirea cu deplanare împiedicată ($M_\omega$ ; $B$) are ca efect apariția de tensiuni normale $\sigma_\omega$ care se autoechilibrează pe secțiunea transversală a barei (fig. 8.E.5, *d*) și eforturi unitare de forfecare $\tau_\omega$ (fig. 8.E.5, *e*).

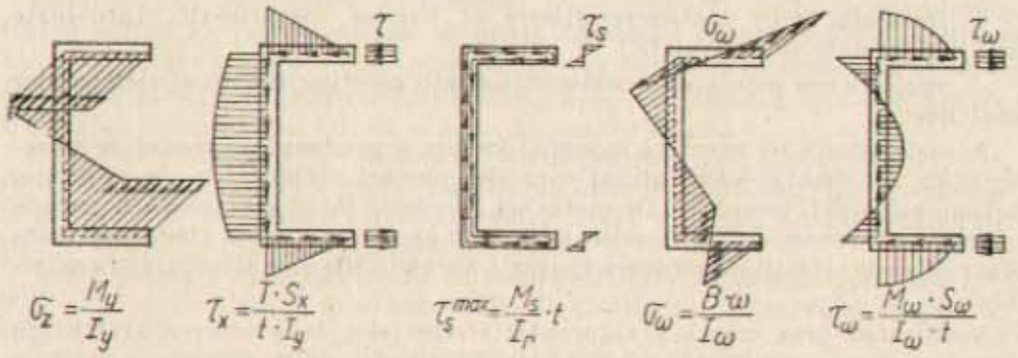



Fig. 8.E.5. Variația eforturilor unitare pe secțiune în cazul încovoierii și răsucirii cu deplanare împiedicată.

Calculele numerice au demonstrat că înafara secțiunilor cu pereții foarte subțiri, eforturile unitare $\tau_\omega$ în comparație cu $\tau_s$ rezultă aproape nesemnificative, astfel că la majoritatea verificărilor de rezistență se pot neglija. Această concluzie rezultă și din analiza figurilor 8.E.5, *c* și *e*, unde se observă că eforturile unitare $\tau_s$ acționează cu un braț de pîrghie foarte mic (deci au valori foarte mari) pe cînd tensiunile $\tau_\omega$ au brațe de pîrghie mari și deci valori mici.

O verificare de rezistență completă presupune și suprapunerea efectelor — atunci cînd pe secțiunea transversală acționează mai multe eforturi unitare (vezi și relațiile 8.82 și 8.83). Din analiza variației diferitelor tensiuni (v. fig. 8.E.5, *a*...*e*) se pot determina punctele caracteristice ale secțiunii transversale unde sînt necesare asemenea verificări (punctele în care suprapunerile sînt cele mai defavorabile).

## 8.3. STABILITATEA GENERALĂ ȘI LOCALĂ A ELEMENTELOR METALICE

### 8.3.1. INTRODUCERE

Caracteristicile mecanice ridicate ale oțelului și aliajelor de aluminiu permit realizarea unor elemente, care prezintă dimensiuni relativ mici ale secțiunii transversale în raport cu lungimea ; de obicei ele sînt alcătuite cu pereții relativ subțiri față de lățimea lor. În această situație, fenomenele de pierdere a stabilității apar mai frecvent la construcțiile metalice decît la construcții realizate de exemplu din beton armat. Unele avarii, suferite de construcții metalice, s-au datorat de multe ori fenomenelor de pierdere a stabilității. În ultima perioadă s-au întreprins studii aprofundate în diferite țări, dispunîndu-se azi de numeroase date rezultînd din cercetări teoretice și experimentale, date care permit o alcătuire rațională și sigură a elementelor metalice expuse la fenomene de instabilitate.

Fenomenele de pierdere a stabilității care apar la construcții metalice sînt :

— *flambajul prin încovoiere* al barelor comprimate sau comprimate excentric (comprimate și încovoiate) ;

— *flambajul prin răsucire* al barelor comprimate centric ;

— *flambajul prin încovoiere-răsucire* al barelor comprimate, încovoiate sau comprimate și încovoiate ;

— *voalarea* sau pierderea locală a stabilității pereților subțiri ai elementelor metalice.

Această clasificare se referă la modul în care se produce fenomenul, la caracteristica deformației elementului care și-a pierdut stabilitatea. În realitate, fenomenele pot fi complexe. De multe ori, pierderea locală a stabilității precede și generează fenomenul de flambaj general al unei bare, care la rîndul lui poate duce în unele situații la pierderea generală a stabilității unei structuri în ansamblul ei.

Verificarea prin calcul a siguranței elementelor la pierderea stabilității este în general complicată mai ales prin dificultatea de transcriere în formule matematice a fenomenului real. De aceea se recurge adesea la scheme și modele matematice simplificate care pot avea — într-o măsură mai mică sau mai mare — corespondență cu realitatea.



Fenomenele de pierdere a stabilității reduc capacitatea portantă a elementelor de construcție și impun mărirea secțiunilor elementelor, sporind consumul de metal. Este mai indicat ca prin măsuri constructive adecvate (prevederea unor legături sau rigidizări etc.) să fie eliminate sau reduse acele influențe care pot conduce la generarea fenomenelor de instabilitate.

### 8.3.2. FLAMBAJUL PRIN ÎNCOVOIERE AL BARELOR COMPRIMATE CENTRIC

8.3.2.1. **Determinarea forțelor critice pentru bara dreaptă fără imperfecțiuni.** 8.3.2.1.1. *Flambajul în domeniul elastic.* O bară dreaptă cu secțiune dublu-simetrică supusă la compresiune centrică își pierde stabilitatea încovoindu-se lateral în planul de rigiditate minimă atunci cînd forța atinge o anumită valoare, care se numește *forță critică*. Acest fenomen se produce la forțe axiale mai reduse în cazul cînd în planul de încovoiere acționează și un moment încovoietor care poate proveni fie din aplicarea excentrică a forței longitudinale, fie din acțiunea unor forțe transversale. Dacă eforturile unitare efective în bară $\sigma = N/A$ nu depășesc limita de proporționalitate $\sigma_p$ pînă la care modulul de elasticitate $E$ poate fi considerat constant, forța critică teoretică a unei bare drepte cu secțiune constantă, fără imperfecțiuni, supusă la compresiune pură poate fi determinată cu relația stabilită de Euler la mijlocului secolului XVIII :

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{(\mu l)^2} = \frac{\pi^2 EI}{l_f^2}, \tag{8.95}$$

în care $I$ este momentul de inerție minim al secțiunii barei (în raport cu axa perpendiculară pe planul de producere a încovoierii), $l$ — lungimea barei, iar $\mu$ — un coeficient care ține seama de modul de prindere a barei la extremități și de legare pe lungimea ei ; valoarea $l_f$ se denumește *lungimea de flambaj* a barei.

Relația (8.95) poate fi pusă și sub forma :

$$\sigma_{cr} = \frac{P_{cr}}{A} = \frac{\pi^2 E}{(l_f/i)^2} = \frac{\pi^2 E}{\lambda^2} \tag{8.96}$$

în care $\lambda$ este definit *coeficient de zvelteță* sau *subțirime* al barei, iar $\sigma_{cr}$ *rezistență critică*.

Domeniul de valabilitate al formulei ($E$ = *constant*) poate fi determinat ținînd seama că pentru oțeluri se poate considera cu suficientă exactitate $\sigma_p = 0{,}8\ \sigma_c$ și ca atare rezultă valorile $\lambda_c$ care delimitează domeniul de aplicabilitate al relației (8.96) adică $\lambda_c = \pi\sqrt{E/\sigma_p}$. Se obține : $\lambda_c = 104$ pentru OL 37, $\lambda_c = 95$ pentru OL 44 și $\lambda_c = 85$ pentru OL 52.

8.3.2.1.2. *Flambajul în domeniul elasto-plastic.* În domeniul $\sigma_p \ldots \sigma_c$ ($0 < \lambda < \lambda_c$) nu mai este posibilă aplicarea formulei lui Euler, ipoteza modulului constant $E$ nefiind valabilă. Pentru acest interval, au fost elaborate soluții bazate pe anumite ipoteze de calcul.

Într-o primă etapă, Engesser și Considère (1889) au propus aplicarea formulei Euler, folosind în locul modulului de elasticitate $E$, *modulul tangent* $E_t$ (fig. 8.34) :

$$E_t = \operatorname{tg}\alpha = \frac{d\sigma}{d\varepsilon}; \tag{8.97}$$

$$P_t = \frac{\pi^2 E_t I}{l_f^2}; \quad \sigma_{cr,t} = \frac{\pi^2 E_t}{\lambda^2}; \quad l_f = \mu l. \tag{8.98}$$

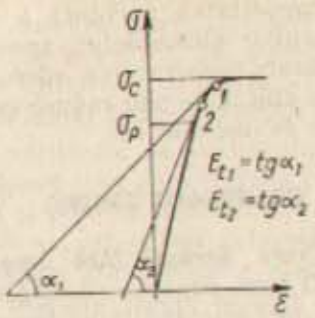



Fig. 8.34. Determinarea modulului tangent $E_t$.

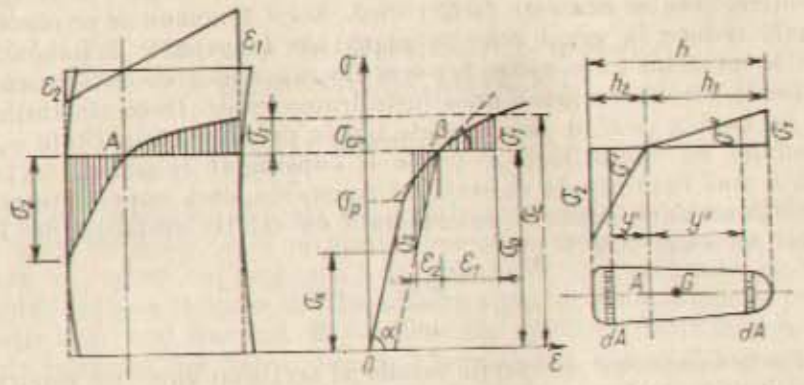



Fig. 8.35. Flambajul în domeniul elasto-plastic în ipoteza descărcării elastice a fibrelor întinse.

Ulterior (1908—1910) alți cercetători (von Kármán și Iassinski în paralel cu Engesser) au stabilit o formulă de calcul bazată pe ipoteza că, la apariția încovoierii prin care se manifestă flambajul, în zona întinsă are loc o descărcare a fibrelor — care se produce elastic — în timp ce în zona comprimată are loc o solicitare suplimentară la compresiune care se produce în domeniul elasto-plastic. Fenomenul apare cînd efortul unitar mediu a depășit limita de proporționalitate ($\sigma_p < N/A < \sigma_c$); starea de deformație și de tensiune pe secțiune este arătată în figura 8.35. Modulul de elasticitate al zonei întinse — care se descarcă — este $E$ (elastic); deformațiile zonei comprimate care se încarcă corespund modulului tangent $E_{t1}$ (elasto-plastic) dat de relația (8.97). Din condițiile de echilibru ale eforturilor în secțiune, se obține un *modul transformat* sau *modul redus* $T$:

$$T = \frac{EI_i + E_{t1}I_c}{I} \qquad (8.99)$$

în care $I_i$ și $I_c$ sînt momentele de inerție ale zonelor întinsă și comprimată, iar $I$ — momentul de inerție al întregii secțiuni. Formulele de verificare capătă forma:

$$P_r = \frac{\pi^2 TI}{l_f^2}; \quad \sigma_{cr,r} = \frac{\pi^2 T}{\lambda^2}; \quad l_f = \mu l. \qquad (8.100)$$

Formula (8.100) conduce la valori mai mari $\sigma_{cr}$ decît formula (8.98) deoarece $T > E_{t1}$.



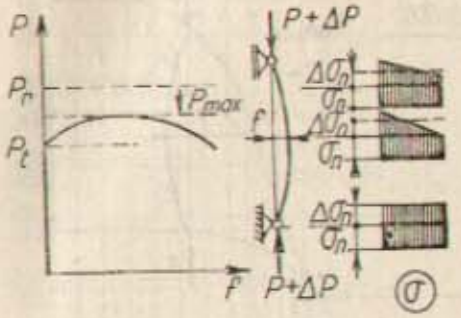



Fig. 8.36. Diagrama $P$-$f$ și variația eforturilor unitare de compresiune $\sigma$, pentru o bară comprimată centric, conform teoriei Shanley.

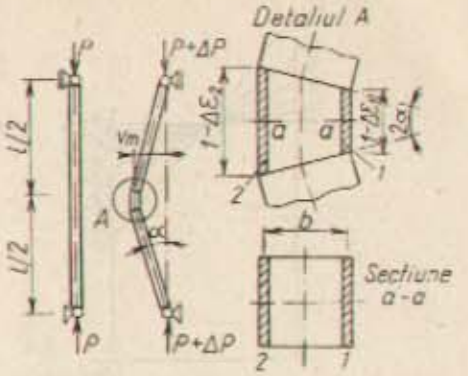



Fig. 8.37. Deformarea modelului Ryder și a barei conform teoriei Shanley.

O altă interpretare, dată mai recent de Shanley și publicată în intervalul 1946—1949 admite că încovoierea care însoțește flambajul nu conduce la schimbarea de sens a deformațiilor și respectiv la descărcarea elastică în partea convexă a barei deformate. În consecință întreaga secțiune lucrează în domeniul elasto-plastic. Fenomenul, conform acestei ipoteze, se produce în modul următor: pînă la atingerea valorii critice $P_t$ determinată cu modulul tangent (8.98) bara rămîne nedeformată. La o creștere ulterioară a forței axiale, bara capătă o încovoiere transversală, marcată de o săgeată relativ mică. Eforturile unitare de întindere care apar din încovoiere sînt anulate de eforturile unitare de compresiune produse de creșterea forței $P$. Valoarea maximă $P_{max}$ pe care o poate atinge forța, reprezintă forța critică; aceasta corespunde schimbării de sens a deformațiilor datorită eforturilor unitare de întindere, produse de creșterea pronunțată a săgeții transversale și a momentului încovoietor. În consecință, pe intervalul dintre $P_t$ și $P_{max}$, în secțiunea transversală a barei nu apar decît eforturi unitare de compresiune și în consecință deformațiile se produc în limitele modulelor tangente $E_t$, variabile în funcție de efortul unitar de compresiune din fiecare punct al secțiunii (fig. 8.36).

O interpretare a fenomenului și a corelației între forță și deformație poate fi evidențiată pe o bară cu o schemă de alcătuire simplificată (modelul Ryder). Această bară este considerată perfect rigidă cu excepția zonei centrale care este alcătuită din două plăci dintr-un material elasto-plastic care lucrează ca două resoarte.

Admițînd că după depășirea forței $P_t$ are loc o deformație laterală (fig. 8.37), sub acțiunea forței de compresiune, în fibrele extreme au loc deformații $\Delta\varepsilon_1$ și $\Delta\varepsilon_2$. În toate cele trei metode $\Delta\varepsilon_1$ este elasto-plastic, în timp ce deformația $\Delta\varepsilon_2$ este:

— în metoda Engesser $\Delta\varepsilon_2 = \Delta\varepsilon_1$;

— în metoda Kármán $\Delta\varepsilon_2$ este elastică și de sens contrar ($\Delta\varepsilon_2 < -\Delta\varepsilon_1$);

— în metoda Shanley $\Delta\varepsilon_2$ este elasto-plastică ($\Delta\varepsilon_2 < \Delta\varepsilon_1$).

În figura 8.38 este arătată variația deformațiilor specifice $\varepsilon$ compatibilă cu curba $P_{cr}$—$f$ care are un maxim și apoi descrește.

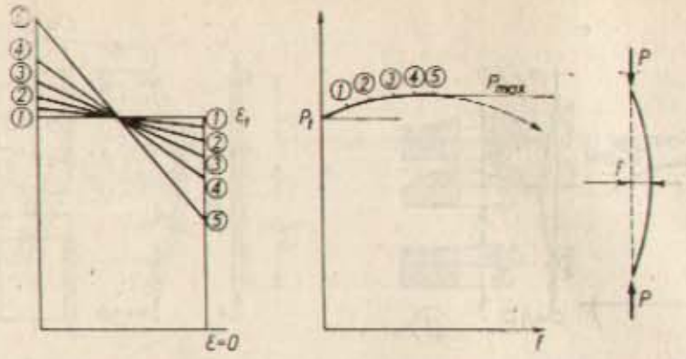


Fig. 8.38. Variația deformațiilor specifice ε la diferite trepte de încărcare.

Forța critică calculată după metoda Shanley ($P_{cr} = P_{max}$) rezultă cu valori intermediare între forța critică stabilită pe baza modulului tangent ($P_t$ — Engesser) și respectiv a modulului redus ($P_r$ — Kármán) (fig. 8.39).

Trebuie precizat că cele trei metode *stabilesc forțele critice în ipoteza unei bare drepte ideale, fără imperfecțiuni.*

În figura 8.40 se arată variația rezistențelor critice în funcție de λ în diferite ipoteze. *Curba 1* reprezintă cazul unei bare din material elasto-plastic ideal ($\sigma_p = \sigma_c$), *curba 2* cazul unui oțel cu palier de curgere, iar *curba 3* un oțel fără palier de curgere. În figura 8.41 este arătată variația rezistențelor critice pentru oțeluri cu diferite limite de curgere, dar având palier de curgere distinct ; la toate s-a considerat că $\sigma_p = 0{,}8\ \sigma_c$. Diagramele arată că în cazul existenței palierului de curgere rezistențele critice se racordează la valoarea $\sigma_c$, pe cînd în lipsa palierului de curgere, curba are tendința ca spre valori mici pentru λ să capete valori $\sigma_{cr} > \sigma_c$ (v. fig. 8.40).

În cazul oțelurilor cu limite de curgere diferite, dar cu palier de curgere distinct, diferențierea între rezistențele critice la flambaj apare numai în domeniul $0 \leqslant \lambda \leqslant \lambda_p$ (fig. 8.41).

În cazul aliajelor de aluminiu se poate aplica același procedeu de determinare prin calcul a rezistențelor critice. Datorită valorilor $E$ mai reduse, rezultă $\lambda_e$ și respectiv rezistențele critice din domeniul elastic mai reduse.

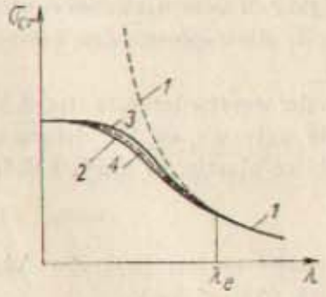


Fig. 8.39. Diagramele $\sigma_{cr}-\lambda$ după :
1 — Euler; 2 — Engesser; 3 — Kármán ; 4 — Shanley.

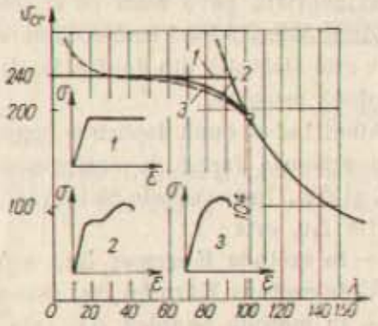


Fig. 8.40. Diagrama $\sigma_{cr}-\lambda$ pentru oțeluri cu caracteristici elasto-plastice diferite.



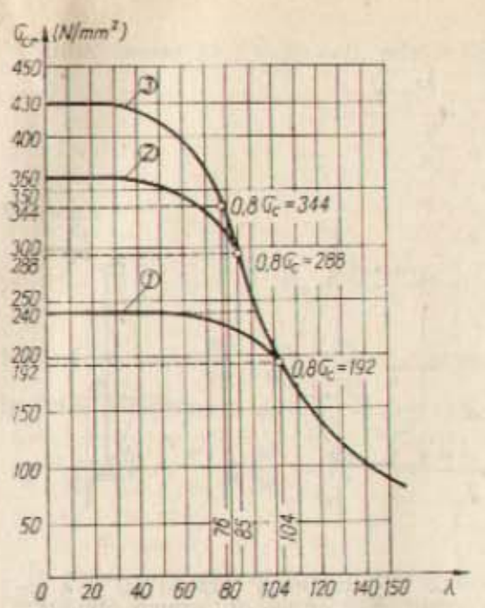


Fig. 8.41. Diagramele $\sigma_{cr}-\lambda$ pentru oțeluri cu limite de curgere diferite :
1 — $\sigma_c$ = 340 ; 2 — $\sigma_c$ = 360 ; 3 — $\sigma_c$ = 430.

Fig. 8.42. Rezistențele critice pentru OL 37 și un aliaj de aluminiu (D 16-T).

De regulă pentru simplificarea calculelor, curbele $\sigma_{cr}-\lambda$ se racordează pentru $\lambda = 0$ la valoarea $\sigma_{cr} = \sigma_c = \sigma_{0,2}$, deși aliajele de aluminiu nu prezintă palier de curgere (fig. 8.42).

8.3.2.2. **Influențe care modifică forța critică a barelor comprimate** 8.3.2.2.1. *Influența tensiunilor remanente și a neomogenităților.* Datorită răcirii, atît elementele laminate, cît și cele sudate rămîn cu *tensiuni remanente* (reziduale). Aceste tensiuni — echilibrate în ansamblul lor — nu influențează capacitatea portantă atunci cînd cedarea elementului se produce prin plastificarea întregii secțiuni cum este cazul întinderii sau încovoierii.

La barele solicitate la compresiune, anumite porțiuni cu tensiuni remanente de compresiune se pot plastifica prematur. Plastificarea tălpilor profilelor micșorează rigiditatea și capacitatea portantă a elementelor și poate conduce la fenomene premature de voalare în domeniul plastic. Flambajul general al barelor comprimate cu tensiuni remanente, cu o repartizare defavorabilă în raport cu modul de solicitare, se produce la valori mai mici ale forței critice decît la bare fără tensiuni remanente, sau la bare cu tensiuni remanente favorabil repartizate. Fenomene asemănătoare apar și în cazul barelor comprimate excentric.

În figura 8.43 este prezentată evoluția deformațiilor specifice și a tensiunilor conform teoriei Shanley în cazul unui element sudat cu tensiuni remanente.

Modificări în ceea ce privește comportarea unei bare reale față de bara ideală, pot fi aduse și de *neomogenități* constînd din dispersia caracteristicilor mecanice și în special a limitei de curgere, neomogenități rezultate din fabricație atît în secțiune, cît și pe lungimea barei.

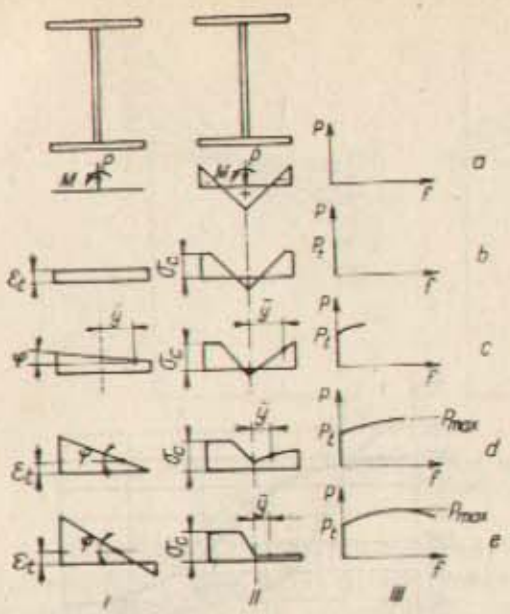


Fig. 8.43. Evoluția deformațiilor specifice (I) și a eforturilor unitare (II) pe tălpile unei secțiuni dublu T cu tensiuni remanente după teoria lui Shanley adaptată și curbele încărcare-deformație (III) la diferite faze de solicitare *(a ... e)*.

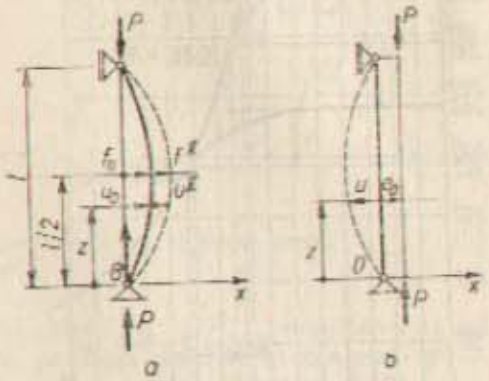


Fig. 8.44. Influența curburii *(a)* și a excentricității inițiale *(b)* asupra capacității portante la o bară comprimată.

Aceste eterogenități, legate atît de structura oțelului, cît și de starea internă de tensiune sînt denumite *imperfecțiuni de structură sau imperfecțiuni structurale.*

8.3.2.2.2. *Influența curburii inițiale a barei și a excentricității de aplicare a forței de compresiune.* În cazul cînd bara prezintă o curbură inițială de forma unei sinusoide cu săgeata maximă $f_0$ (fig. 8.44, *a*) în secțiunea cea mai solicitată din mijlocul barei momentul încovoietor care apare este dat de relația : $M^I = P \cdot f_0$. La rîndul lui momentul $M^I$ produce un moment de ordinul doi $M^{II}$ care este produsul între $P$ și săgeata suplimentară $f_{II}$ produsă de $M^I$. Într-o secțiune curentă, la distanța $z$ :

$$M_z = P \cdot u \; ; \quad u = u_0 + u_{II} \; ; \quad u_0 = f_0 \cdot \sin \frac{\pi \cdot z}{l} \tag{8.101}$$

și

$$E \cdot I_y \cdot u''_{II} = -M_z \; ; \quad E \cdot I_y \cdot u''_{II} + P \cdot u_{II} = -P \cdot u_0 \tag{8.102}$$

Deoarece ecuația fibrei medii deformate inițiale este :

$$u_0 = f_0 \sin \frac{\pi z}{l}$$

și

$$\frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_y}{l^2} \cdot f_{II} + P \cdot f_{II} = -P \cdot f_0 \tag{8.103}$$



Ținînd seama că $f = f_0 + f_{II}$ relația (8.103) conduce la :

$$f = \frac{f_0}{1 - \dfrac{P}{P_E}} = \frac{f_0}{1 - \dfrac{\sigma}{\sigma_E}}, \tag{8.104}$$

în care :

$$P_E = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_y}{l^2} \text{ și } \sigma_E = \frac{\pi^2 \cdot E}{\lambda^2}. \tag{8.105}$$

Notînd cu $m = \dfrac{M}{P} \cdot \dfrac{A}{W} = \dfrac{f_0}{\rho}$, ținînd seama de relația (8.104), efortul maxim în fibra comprimată devine :

$$\sigma_{max} = \frac{P}{A} + \frac{M}{W} = \frac{P}{A} + \frac{P \cdot f_0}{\left(1 - \dfrac{P}{P_E}\right) W} = \frac{P}{A}\left(1 + \frac{m}{1 - \dfrac{\sigma}{\sigma_E}}\right). \tag{8.106}$$

În cazul unei excentricități inițiale $e_0$ (fig. 8.44, *b*) momentul de ordinul întîi este $M = P \cdot e_0$. În secțiunea centrală a barei momentul total care include și momentul de ordinul al doilea are valoarea :

$$\overline{M} = M_I + M_{II} = P \cdot e_0 \cdot \sec \frac{\pi}{2} \sqrt{\frac{P}{P_E}}, \tag{8.107}$$

în care $P_E$ are expresia din relația (8.105).

Notînd cu $m = \dfrac{M_I}{P} \cdot \dfrac{A}{W} = \dfrac{e_0}{\rho}$, efortul maxim în secțiunea cea mai solicitată este :

$$\sigma_{max} = \frac{P}{A} + \frac{\overline{M}}{W} = \frac{P}{A} + \frac{P \cdot e_0 \sec \dfrac{\pi}{2} \sqrt{\dfrac{P}{P_E}}}{W} =$$

$$= \frac{P}{A}\left[1 + m \cdot \sec \frac{\pi}{2} \sqrt{\frac{\sigma}{\sigma_E}}\right]. \tag{8.108}$$

Existența curburilor și a excentricităților, precum și a momentelor încovoietoare de orice proveniență micșorează capacitatea portantă a barei, respectiv forța critică de flambaj.

În final cedarea barei se produce prin plastificarea zonei centrale ; comportarea este similară cu a barei comprimată excentric (fig. 8.44, *b*). Curbura barei și excentricitățile inerente în aplicarea forței axiale constituie *imperfecțiuni de formă* sau *imperfecțiuni geometrice.*

Influența imperfecțiunilor asupra forței critice de flambaj, privită prin prisma interpretării anterioare, a condus la două moduri de tratare a problemelor, cărora le corespund două teorii :

— teoria flambajului prin *bifurcarea echilibrului*, care admite că în stadiul de încărcare critic, premergător cedării, există două forme de echilibru : al barei avînd axa rectilinie și al barei cu axa puțin deformată ;

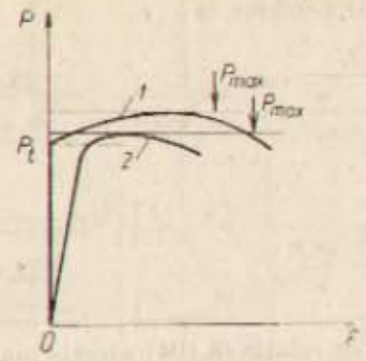



Fig. 8.45. Diagrama *P-f* pentru o bară comprimată centric :
1 — după teoria lui Shanley ; 2 — reală.

— teoria flambajului prin *divergența echilibrului*, care consideră că cedarea elementului este o problemă de rezistență de ordinul al II-lea, cedarea producîndu-se cînd echilibrul dintre solicitările exterioare și eforturile interioare nu mai este posibil datorită reducerii capacității portante a elementului. Piesa care flambează este considerată ca un element comprimat excentric, la a cărei cedare contribuie existența unui complex de imperfecțiuni (atît structurale, cît și geometrice).

Deși cea de-a doua teorie apare mai apropiată de realitate, ținînd seama de complicațiile rezolvării matematice și de faptul că pentru multe cazuri curente soluțiile primei metode nu diferă prea mult de cele obținute cu metoda divergenței echilibrului, teoria flambajului prin bifurcarea echilibrului este încă larg aplicată, mai ales la structurile complexe, unde conduce la rezolvări matematice mai simple.

Teoria flambajului prin bifurcarea echilibrului permite să fie luate în considerare imperfecțiuni structurale de tipul tensiunilor remanente.

8.3.2.3. **Metoda divergenței echilibrului, cu considerarea imperfecțiunilor structurale și a imperfecțiunilor geometrice.** Metoda divergenței echilibrului numai cu considerarea imperfecțiunilor geometrice a fost accceptată de mai multă vreme de diferite norme de proiectare (U.R.S.S., Franța).

Metoda sub forma ei complexă permite să se ia în considerare ansamblul factorilor care se referă atît la imperfecțiunile geometrice, cît și la cele structurale. Metoda permite o înțelegere mai clară a fenomenului, interpretînd sub aspectul capacității portante comportarea efectivă stabilită experimental a barelor comprimate.

Încercarea unei bare drepte, comprimate centric, la care s-au luat măsuri foarte riguroase de centrare a forței, pune în evidență încă de la primele trepte de încărcare o deformație de încovoiere a barei (fig. 8.45), ceea ce infirmă ipotezele teoriei bifurcării echilibrului, care consideră că pînă la atingerea forței critice corespunzătoare bifurcării $P_t$ deformațiile transversale sînt nule. Cedarea barei este o consecință a faptului că echilibrul dintre forțele exterioare și eforturile interioare nu mai este posibil datorită micșorării capacității portante a barei.

Pentru stabilirea unor valori cît mai apropiate de cele reale, Convenția Europeană a Asociațiilor de Construcții Metalice (CECM) a organizat prin cooperarea a șapte țări pe o durată de 10 ani, efectuarea unor încercări experimentale și a elaborat o metodă de determinare prin calcul a încărcărilor critice bazate pe considerarea atît a imperfecțiunilor structurale, cît și a imperfecțiunilor geometrice. Au fost stabilite curbe teoretice ale forțelor critice de flambaj pentru bare comprimate centric, avînd diferite limite de curgere, diferite



deviații de la rectiliniaritate, precum și diferite repartizări ale tensiunilor remanente, compatibile cu cele reale ; pentru valorile și repartizarea tensiunilor remanente s-au adoptat scheme simplificate în care valorile tensiunilor variază liniar sau parabolic și la care valorile maxime sînt date sub forma unui procent din limita de curgere ($\sigma_R = k\sigma_c$, $k < 1$). De regulă valoarea coeficientului $k$ este cuprinsă între 0,3 și 0,5, avînd uneori și valori mai mici sau mai mari, funcție de forma secțiunii și modul ei de realizare (laminare, sudare). Curbele au fost verificate experimental pentru o serie de tipuri de bare reale, avînd secțiuni transversale și coeficienți de zvelțețe diferiți. Pentru aceste bare s-au efectuat determinări ale caracteristicilor mecanice și ale imperfecțiunilor de formă, iar în unele cazuri și ale tensiunilor remanente [21], [108].

Calculul încărcării limită, la care se produce cedarea s-a stabilit, pornind de la relația diferențială a încovoierii (fig. 8.46) :

$$\frac{d^2v}{dz^2} + \frac{P(e + v_0 + v)}{B} = 0. \tag{8.109}$$

Pentru barele încovoiate relația se poate scrie și sub forma :

$$\frac{1}{\rho} = \frac{M}{B}, \tag{8.110}$$

În domeniul elastic $B = EI$ ; în domeniul elasto-plastic (fig. 8.47) relația (8.110) devine :

$$\frac{1}{\rho} = \frac{\varepsilon_{1p} - \varepsilon_{2p}}{h}; \tag{8.111}$$

cu suficientă exactitate se admite că relația se păstrează cînd repartizarea tensiunilor remanente este simetrică în raport cu axa $y-y$.

Din relațiile (8.110) și (8.111) rezultă :

$$B = \frac{M}{\varepsilon_{1p} - \varepsilon_{2p}} h. \tag{8.112}$$

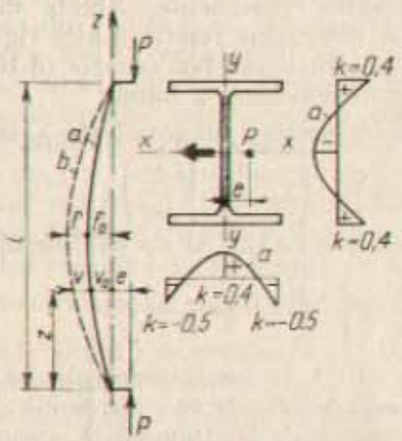



Fig. 8.46. Schema de încărcare în metoda divergenței echilibrului.

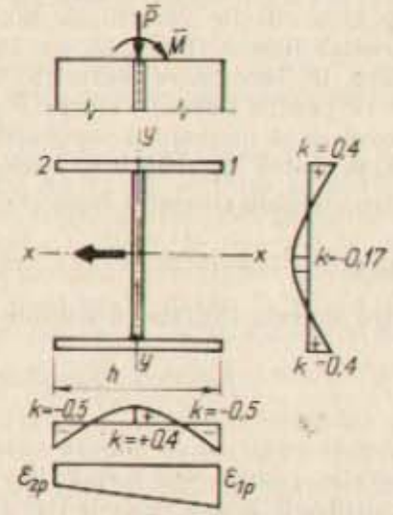



Fig. 8.47. Solicitări și tensiuni remanente în secțiunea de calcul.

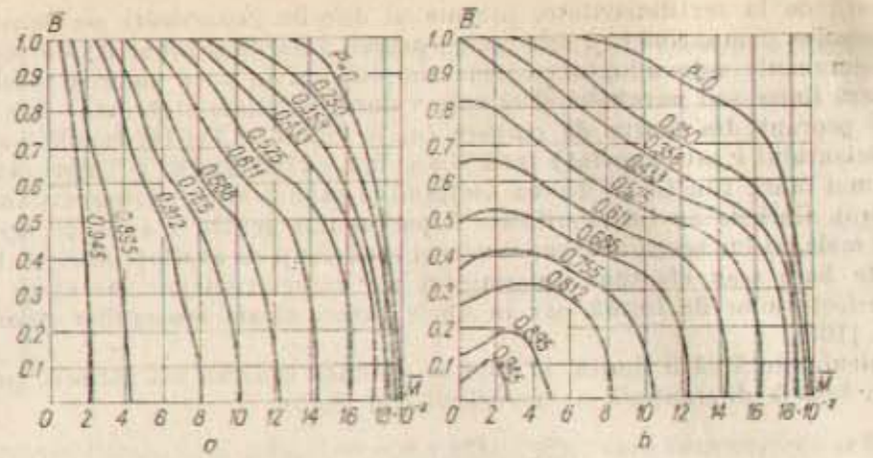


Fig. 8.48. Curbe $\bar{B}$—$\bar{M}$ pentru un profil dublu T laminat (IPE-16) :
*a* — fără tensiuni remanente ; *b* — cu tensiuni remanente.

Valorile $\varepsilon_{1p} \neq \varepsilon_{2p}$, deoarece forța axială este aplicată cu o excentricitate $e + f_0$ care produce un moment inițial $P(e + f_0)$.

Se determină efortul axial $P$ și momentul încovoietor $M$ ca rezultante ale eforturilor unitare din secțiune, corespunzînd suprapunerii celor două stări de tensiune — din solicitarea exterioară și din tensiunile remanente :

$$P = \int \sigma dA \; ; \; M = \int \sigma \cdot y \cdot dA. \tag{8.113}$$

Pentru calcul se lucrează cu valori adimensionale, care nu mai depind de caracteristicile mecanice ale oțelului :

$$\bar{P} = \frac{P}{\sigma_c \cdot A}; \quad \bar{M} = \frac{M}{\sigma_c \cdot A \cdot h}; \quad \bar{B} = \frac{B}{EI}. \tag{8.114}$$

Cu ajutorul relațiilor (8.112) și (8.113) se determină curbe $\bar{B} = f(\bar{M})$ pentru diferite valori ale forței $\bar{P}$ considerate ca parametru. Aceste valori se pot trasa pentru diferite variații ale tensiunilor remanente, inclusiv pentru cazul cînd acestea lipsesc (fig. 8.48, *a*). Din diagramele $\bar{B} = f(\bar{M})$ rezultă scăderea rigidității la încovoiere datorită tensiunilor remanente. Aceste diagrame permit ca pentru fiecare valoare $\bar{P}$ să se determine relația dintre rigiditatea la încovoiere și momentul încovoietor pentru a rezolva ecuația (8.109) și a determina starea de echilibru, respectiv de solicitare a barei.

Pentru a stabili corelația între $P$ și $\lambda$ se folosește o diagramă $\bar{P}$—$\bar{\lambda}$, în care $\bar{P}$ are valoarea din relația (8.114), iar $\bar{\lambda} = \frac{\lambda}{\lambda_c}$ ; $\left(\lambda_c = \pi \sqrt{\frac{E}{\sigma_c}}\right)$.

Pentru săgeata inițială în studiile efectuate de CECM s-a considerat :

$$\bar{f}_0 = j \cdot \bar{\lambda} \quad \text{cu} \quad j = j \frac{l}{h} \pi \sqrt{\frac{\overline{E}}{\sigma_c}} \quad \text{și} \quad f_0 = j \cdot l. \tag{8.115}$$

De regulă pentru $j$ se adoptă valoarea $10^{-3}$. În continuare calculul se face prin iterație, considerînd forma fibrei medii deformate ca o sinusoidă ; pentru acest calcul se folosesc valorile $1/\bar{B}$ din diagramele din figura 8.48, corespunzătoare stării de tensiuni remanente dată. Calculul iterativ pentru stabilirea curbelor $\bar{P}$—$\bar{\lambda}$ se face pe baza unui program la calculatoare electronice.



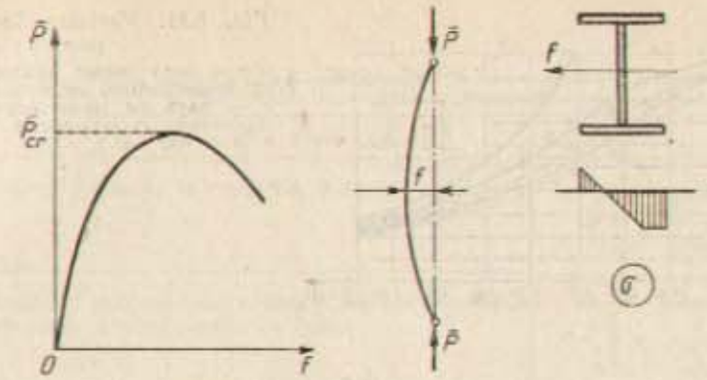


Fig. 8.49. Stadiul limită la bare comprimate.

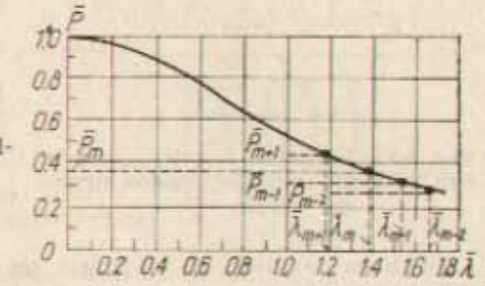


Fig. 8.50. Curba $\bar{P}$— $\bar{\lambda}$ determinată prin calcul iterativ.

Într-o ultimă analiză determinarea forțelor critice de flambaj se efectuează pentru un anumit tip de bară (secțiune) și pentru diferite lungimi ale acesteia $l$ cărora le corespund diferite valori ale coeficienților de subțirime $\lambda = \frac{l}{i}$. Forța critică determinată printr-un calcul iterativ este forța pentru care echilibrul barei devine instabil, respectiv la care datorită plastificării parțiale a secțiunii forța începe să scadă repede la o creștere relativ mică a săgeții laterale (fig. 8.49).

Reprezentînd într-o diagramă $\bar{P}$—$\bar{\lambda}$ valorile forțelor critice, se obține diagrama din figura 8.50. Se observă că forța critică (adimensională) $\bar{P}$ nu este altceva decît coeficientul de flambaj $\varphi$.

În cadrul calculelor efectuate pe calculatoare electronice s-au determinat valorile forțelor critice pentru diferite tipuri de secțiuni și pentru diferite săgeți inițiale (diferite de săgeata $f = l/1000$ admisă pentru barele standard care au stat la baza determinării forțelor critice). În figura 8.51 se prezintă efectul curburii inițiale pentru săgeți maxime $f_0 = l/1000$ și respectiv $l/500$ asupra forțelor critice de flambaj ale unui profil dublu T, iar în figura 8.52 efectul tensiunilor remanente de compresiune $\sigma_{rc}$ de la extremitățile tălpilor în cazul aceluiași profil cînd raportul $k = \frac{\sigma_{rc}}{\sigma_c}$ variază între 0 și 0,75. În ambele situații se consideră că flambajul se produce într-un plan paralel cu tălpile profilului dublu T.

Se constată că efectul curburii inițiale $f_0$ se manifestă pentru toate zvelteții, devenind însă foarte mic la bare cu $\lambda \leqslant 20$. Influența tensiunilor remanente variabile este semnificativă pentru zvelteți medii și devine neînsemnată la valori $\lambda$ mari (v. fig. 8.52).

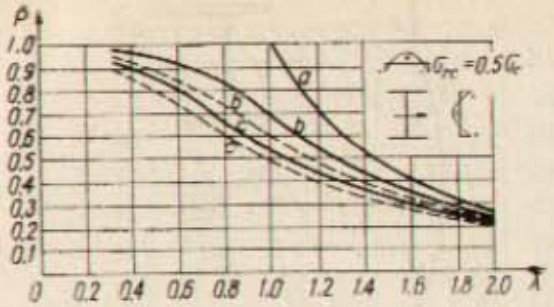



Fig. 8.51. Variația forțelor critice pentru :

*a* — o bară ideală (Euler) ; *b* — bară cu imperfecțiuni geometrice ($f_0 = l/1000$) ; *c* — bară cu imperfecțiuni geometrice ($f_0 = l/1000$) și structurale ; *b'*, *c'* — idem *b* și *c*, dar cu $f_0 = l/300$.

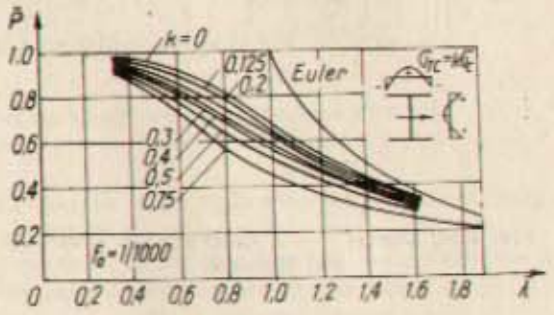



Fig. 8.52. Variația forțelor critice sub influența imperfecțiunilor structurale.

Pe baza rezultatelor obținute pe calculatoare au fost stabilite trei curbe diferite pentru valoarea forței critice $\bar{P}_{cr}$, care așa cum s-a arătat anterior nu este altceva decît coeficientul de flambaj $\varphi = \bar{P} = \frac{P_{cr}}{A \cdot \sigma_c} = \frac{\sigma_{cr}}{\sigma_c}$; fiecare din aceste curbe reprezintă forța critică pentru un anumit grup de secțiuni transversale. Fiecare din cele trei curbe $\bar{P}$ (respectiv $\varphi$ — fig. 8.54, *a*) reprezintă valorile minime corespunzătoare forțelor (respectiv rezistențelor) critice ale grupului respectiv. Încadrarea diferitelor tipuri de secțiuni în cele trei curbe de flambaj — după STAS 10108/0-78 — (*A*, *B* și *C*) este arătată în tabelul 8.6, *a*, iar încadrările au la bază considerente care țin seama de forma secțiunii transversale, de natura, mărimea și repartizarea tensiunilor remanente pe secțiunea transversală a barei. Modul de încadrare după proiect DIN 18800/80 adoptat după recomandările CECM este prezentat în tabelul 8.6, *b*.

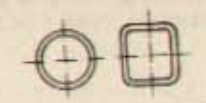
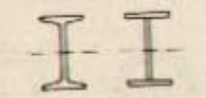
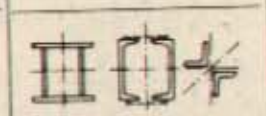
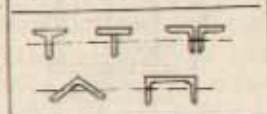
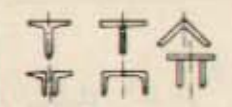
Astfel în categoria *A* intră secțiunile care au o formă geometrică favorabilă (cu simetrie dublă), tensiuni remanente neînsemnate sau cu repartizare avantajoasă din punctul de vedere al încovoierii la flambaj (secțiuni tubulare laminate, profile dublu T laminate care flambează în planul inimii, secțiuni dublu T cu tălpi decupate oxiacetilenic care flambează în planul inimii etc. (fig. 8.53, *a*).

Din categoria *B* fac parte secțiunile cu geometrie favorabilă la care tensiunile remanente sînt moderate dar cu distribuție dezavantajoasă (fibre extreme comprimate) și secțiunile cu tensiuni remanente mari, dar cu repartizare avantajoasă din punctul de vedere al încovoierii la flambaj (întinderi în fibrele extreme) : secțiunile chesonate sudate, secțiunile dublu T laminate sau sudate care flambează în planul tălpilor, cele din urmă fiind obținute prin tăiere cu flacăra etc. (fig. 8.53, *b*).

În categoria *C* intră secțiunile cu o formă geometrică defavorabilă (monosau nesimetrice) la care distribuția tensiunilor remanente de regulă este și ea nefavorabilă : profilele L, T, U etc., secțiunile T și $\pi$ sudate etc. (fig. 8.53, *c*)



*Tabelul 8.6, a*

| Nr. crt. | Tipul secțiunii | Încadrarea în curbele de flambaj | Curba |
|---|---|---|---|
| 1 | *a.* Tuburi laminate la cald fără sudură |  | A |
| | *b.* Profile I laminate sau sudate din tablă oxicupată — flambaj în plan paralel cu inima |  | |
| 2 | *a.* Profile I laminate sau sudate din tablă oxicupată — flambaj în plan paralel cu tălpile | | B |
| | *b.* Chesoane sudate<br>Profile solidarizate |  | |
| 3 | *a.* Profile deschise cu o axă de simetrie ($y - y$) — flambaj în plan paralel cu axa de simetrie (față de axa $x - x$) — $\lambda_x$ |  | C |
| | *b.* *Profile deschise cu o axă de simetrie ($y - y$) — flambaj în plan perpendicular pe axa de simetrie (față de axa $y - y$) — $\lambda_y$ |  | C sau B |

* Flambajul se poate produce prin încovoiere ($\lambda_y \rightarrow \varphi_y^C$) sau prin încovoiere-răsucire ($\lambda_{\hat{t}} = \gamma\lambda_y \rightarrow \varphi_{\hat{t}}^B$)
Dimensionează valoarea minimă ($\varphi_{min} = \min\{\varphi_x^C ; \varphi_y^C ; \varphi_{\hat{t}}^B\}$

Metoda descrisă anterior se poate extinde și la elementele din aliaje de aluminiu.

Curbele teoretice au fost verificate experimental pe grupe de cîte 8...20 de bare nominal identice pentru diferite valori $\lambda$. A rezultat că forțele critice se distribuie aproximativ după o lege de tip Gauss. Admițînd valoarea caracteristică $\sigma_{cr} = \sigma_m - 2s$, în care $\sigma_m$ reprezintă valoarea medie a încercărilor,

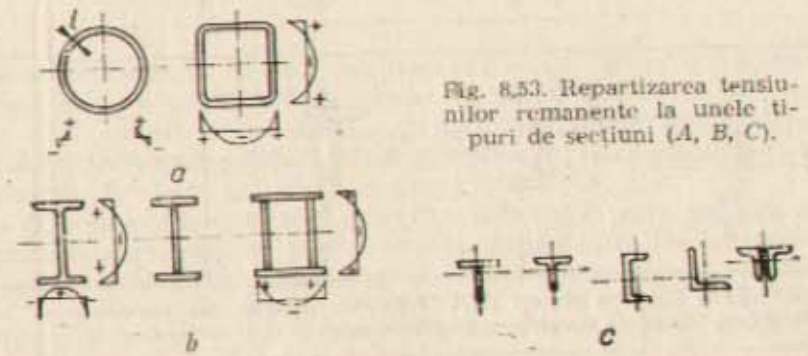
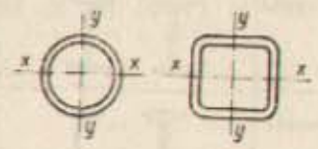
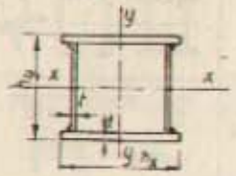
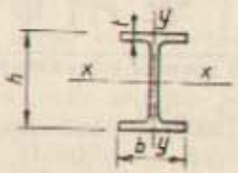
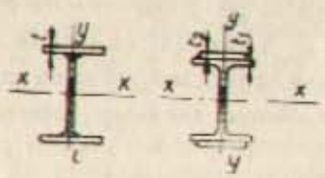
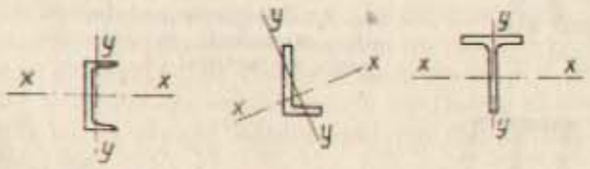


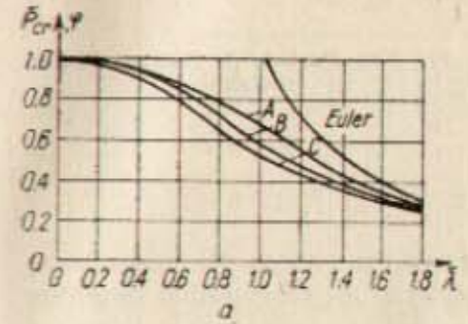

Fig. 8.53. Repartizarea tensiunilor remanente la unele tipuri de secțiuni (*A*, *B*, *C*).

*Tabelul 8.6, b*

| | 1 | 2 | 3 |
|---|---|---|---|
| 1 | Încadrarea în curbe de flambaj conform proiect DIN 18 800/80 adoptate după CECM pentru bare cu secțiunea : | Flambaj perpendicular pe axa : | Curba de flambaj |
| 2 |  | $x - x$<br>$y - y$ | A |
| 3 | $y - y : h = h_y \; t = t_y$<br>$x - x : h = h_x \; t = t_x$<br>  | $x - x$<br>$y - y$ | B |
| | | $h_y/t_y < 30$<br>$b_x/t_x < 30$ | $x - x$<br>$y - y$ | C |
| 4 |  | $h/b > 1,2$<br>$t \leqslant 40$ mm | $x - x$<br>$y - y$ | A<br>B |
| | | $h/b \leqslant 1,2$<br>$t \leqslant 40$ mm | $x - x$<br>$y - y$ | B(A)<br>C(B) |
| | | $t > 40$ mm | $x - x$<br>$y - y$ | D |
| 5 |  | $t_i \leqslant 40$ mm | $x - x$<br>$y - y$ | B<br>C |
| | | $t_i > 40$ mm | $x - x$<br>$y - y$ | C<br>D |
| 6 |  | | $x - x$<br>$y - y$ | C |

*OBSERVAȚII* : Conform proiect DIN 18 800/80, valorile din paranteze se adoptă pentru oțeluri cu limita de curgere $\sigma_c \geqslant 430$ N/mm².





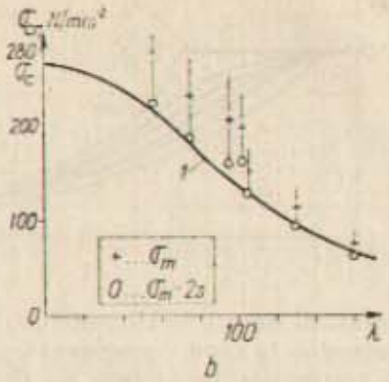




Fig. 8.54. Curbele $\bar{P}_{cr} - \bar{\lambda}$ sau $\varphi - \bar{\lambda}$ stabilite de CECM (*a*) și concordanța dintre calculul teoretic și verificările experimentale (*b*) :
*1* — curbă determinată teoretic, (+) și (o) — valori determinate experimental.

iar $s$ — valoarea abaterii medii pătratice; s-a putut verifica concordanța suficient de bună între curba teoretică și valorile experimentale (fig. 8.54, *b*).

Pentru folosirea calculului automat la proiectarea elementelor structurilor metalice a fost necesară formularea unor ecuații analitice ale acestor curbe. Pentru cele trei curbe stabilite inițial de CECM, în [S.16] s-a formulat o formă analitică care a fost preluată de altfel și de STAS 10108/0-78 (curbele având $\varphi = 1$ pentru $\lambda = 0$) :

$$\varphi = \frac{1}{(0{,}5 + \alpha\bar{\lambda}^2) + \sqrt{(0{,}5 + \alpha\bar{\lambda}^2)^2 - \beta\cdot\bar{\lambda}^4}} \qquad (8.116)$$

în care s-au notat : $\varphi = \bar{P}$ și $\bar{\lambda} = \frac{\lambda}{\pi}\sqrt{\frac{\sigma_c}{E}}$, iar valorile coeficienților $\alpha$ și $\beta$ sînt date în tabelul 8.7, *a*.

*Tabelul 8.7, a*

| Curba | Coeficienții | |
|---|---|---|
| | $\alpha$ | $\beta$ |
| A | 0,514 | 0,795 |
| B | 0,554 | 0,738 |
| C | 0,532 | 0,377 |

Față de cele trei curbe de flambaj adoptate inițial (*A* ; *B* și *C*), studiile ulterioare elaborate în cadrul CECM au promovat încă două curbe (fig. 8.55) :

— curba $A_0$ — pentru țevi detensionate prin tratament termic și pentru oțeluri cu limită de curgere ridicată ($\sigma_c \geqslant 430$ N/mm²) la care influența tensiunilor remanente este mai redusă (vezi punct 1.9) ;

— curba *D* la elemente cu pereții groși ($t > 40$ mm) la care valorile tensiunilor remanente din laminare și sudare sînt importante. De asemenea s-a admis ca pentru valori mici ale coeficienților de zvelțețe, coeficienții de flambaj să se racordeze la valoarea 1,0 (respectiv pentru $\bar{\lambda} = \frac{\lambda}{\pi}\sqrt{\frac{\sigma_c}{E}} \leqslant 0.2$ cores-

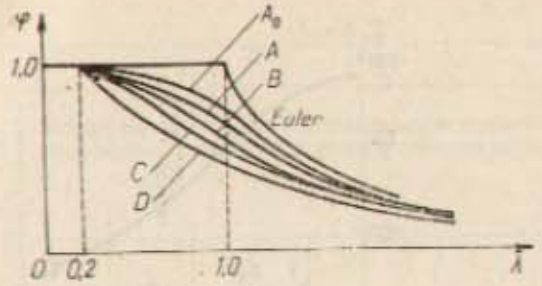



Fig. 8.55. Curbele de flambaj CECM revizuite.

punzînd unui $\lambda = 19$ pentru OL 37 și $\lambda = 16$ pentru OL 52). De asemenea se introduc în mod corespunzător și unele completări ale tabelului de încadrare a secțiunilor în curbele de flambaj.

Pentru noile propuneri ale CECM, în lucrarea [77] — corespunzător condițiilor sus-menționate — se prezintă relația :

$$\varphi = \frac{1 + \alpha\sqrt{\bar{\lambda}^2 - 0{,}04} + \bar{\lambda}^2}{2\bar{\lambda}^2} - \frac{1}{2\bar{\lambda}^2}\sqrt{(1 + \alpha\sqrt{\bar{\lambda}^2 - 0{,}04} + \bar{\lambda}^2)^2 - 4\bar{\lambda}^2} \qquad (8.117)$$

în care unicul parametru $\alpha$ are valorile din tabelul 8.7, *b*.

*Tabelul 8.7, b*

| Curba | $A_0$ | $A$ | $B$ | $C$ | $D$ |
|---|---|---|---|---|---|
| $\alpha$ | 0,093 | 0,158 | 0,281 | 0,384 | 0,587 |

În tabelul 8.8 sînt date valorile coeficienților $\varphi$ pentru oțelurile carbon și slab aliate curent folosite la noi în țară (OL37, OL44 și OL 52), precum și pentru oțelurile cu granulație fină OCS 55 și OCS 58 (STAS 10108/0-78). De asemenea în tabelul 8.9 se prezintă coeficienții de flambaj $\varphi - \bar{\lambda}$ în funcție de valorile adimensionale (sau reduse) $\bar{\lambda} = \frac{\lambda}{\pi}\sqrt{\frac{\sigma_c}{E}}$. Valorile coeficienților de flambaj au fost calculate cu relația (8.116) pentru tabelul 8.8 și relația (8.116), respectiv (8.117) pentru tabelul 8.9, *a*. Tabelul 8.9, *b* prezintă relații $\lambda - \varphi$ unice după cîteva norme.

Este de menționat că expresia analitică a curbelor de flambaj permite să se determine valorile $\varphi$ în funcție de $\lambda$ pentru un oțel cu orice limită de curgere $\sigma_c$ fie pornind de la diagrama $\varphi - \bar{\lambda}$ fie trecînd de la diagrama unui oțel pentru care există valorile $\varphi - \lambda$. De exemplu, pornind de la diagrama $\varphi_1 - \lambda_1$ a unui oțel cu $\sigma_{c1}$ și $R_1 = \frac{\sigma_{c1}}{\gamma_{m1}}$ se obține pentru un oțel cu $\sigma_{c2}$ și $R_2 = \frac{\sigma_{c2}}{\gamma_{m2}}$ o zveltețe corectată :

$$\lambda_2 = \lambda_1\sqrt{\frac{\sigma_{c1}}{\sigma_{c2}}}, \qquad (8.118)$$

cu care se determină $\varphi_2$ din diagrama $\varphi_1 - \lambda_1$, verificarea efectuîndu-se cu relația :

$$\frac{N}{\varphi_2 \cdot A} \leq \frac{\sigma_{c2}}{\gamma_{m2}} = R_2. \qquad (8.119)$$



*Tabelul 8.8*

Coeficienți de flambaj $\varphi$ după STAS 10108/0–78

| $\lambda$ | Curba *A* | | | | Curba *B* | | | | Curba *C* | | | | Curba *D* | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | Oțel marca — cu limita de curgere $\sigma_c$, în N/mm² | | | | | | | | | | | | | | | |
| | OL 37 (240) | OL 44 OCS 44 (290) | OL 52 OCS 52 (360) | OCS 55 (430?) | OL 37 (240) | OL 44 OCS 44 (290) | OL 52 OCS 52 (360) | OCS 55 (430) | OL 37 (240) | OL 44 OCS 44 (290) | OL 52 OCS 52 (360) | OCS 55 (430) | OL 37 (240) | OL 44 OCS 44 (290) | OL 52 OCS 52 (360) | OCS 55 (430) |
| 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 9 | 10 | 11 | 12 | 13 | 14 | 15 | 16 | 17 |
| 0 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 |
| 5 | 0,999 | 0,999 | 0,999 | 0,999 | 0,999 | 0,999 | 0,999 | 0,998 | 0,998 | 0,998 | 0,998 | 0,998 | 0,997 | 0,996 | 0,996 | 0,996 |
| 10 | 0,997 | 0,997 | 0,996 | 0,995 | 0,995 | 0,996 | 0,995 | 0,994 | 0,992 | 0,992 | 0,992 | 0,990 | 0,988 | 0,986 | 0,985 | 0,985 |
| 15 | 0,994 | 0,993 | 0,991 | 0,989 | 0,988 | 0,990 | 0,988 | 0,985 | 0,982 | 0,981 | 0,982 | 0,979 | 0,973 | 0,968 | 0,965 | 0,965 |
| 20 | 0,989 | 0,987 | 0,983 | 0,980 | 0,978 | 0,983 | 0,978 | 0,974 | 0,969 | 0,965 | 0,969 | 0,962 | 0,953 | 0,944 | 0,939 | 0,939 |
| 25 | 0,982 | 0,979 | 0,973 | 0,968 | 0,964 | 0,974 | 0,964 | 0,958 | 0,951 | 0,945 | 0,951 | 0,942 | 0,928 | 0,914 | 0,907 | 0,907 |
| 30 | 0,974 | 0,969 | 0,960 | 0,952 | 0,947 | 0,960 | 0,947 | 0,939 | 0,931 | 0,919 | 0,931 | 0,917 | 0,898 | 0,878 | 0,867 | 0,867 |
| 35 | 0,961 | 0,956 | 0,944 | 0,932 | 0,925 | 0,945 | 0,925 | 0,916 | 0,907 | 0,888 | 0,907 | 0,889 | 0,864 | 0,840 | 0,824 | 0,824 |
| 40 | 0,952 | 0,941 | 0,925 | 0,908 | 0,898 | 0,927 | 0,898 | 0,888 | 0,881 | 0,852 | 0,881 | 0,858 | 0,827 | 0,797 | 0,782 | 0,782 |
| 45 | 0,938 | 0,923 | 0,901 | 0,878 | 0,865 | 0,907 | 0,865 | 0,857 | 0,852 | 0,810 | 0,852 | 0,824 | 0,788 | 0,753 | 0,734 | 0,734 |
| 50 | 0,921 | 0,902 | 0,874 | 0,844 | 0,826 | 0,883 | 0,826 | 0,821 | 0,821 | 0,764 | 0,821 | 0,789 | 0,746 | 0,707 | 0,686 | 0,686 |
| 55 | 0,902 | 0,877 | 0,841 | 0,804 | 0,782 | 0,857 | 0,782 | 0,782 | 0,788 | 0,715 | 0,788 | 0,752 | 0,705 | 0,661 | 0,639 | 0,639 |
| 60 | 0,879 | 0,849 | 0,805 | 0,759 | 0,734 | 0,829 | 0,734 | 0,739 | 0,735 | 0,665 | 0,735 | 0,714 | 0,663 | 0,616 | 0,593 | 0,593 |
| 65 | 0,854 | 0,817 | 0,764 | 0,712 | 0,683 | 0,797 | 0,683 | 0,691 | 0,721 | 0,615 | 0,721 | 0,677 | 0,622 | 0,573 | 0,549 | 0,549 |
| 70 | 0,826 | 0,782 | 0,721 | 0,662 | 0,631 | 0,764 | 0,631 | 0,639 | 0,686 | 0,566 | 0,686 | 0,639 | 0,582 | 0,532 | 0,510 | 0,510 |
| 75 | 0,795 | 0,744 | 0,676 | 0,613 | 0,581 | 0,729 | 0,581 | 0,590 | 0,652 | 0,520 | 0,652 | 0,603 | 0,544 | 0,494 | 0,467 | 0,467 |
| 80 | 0,762 | 0,705 | 0,631 | 0,566 | 0,533 | 0,694 | 0,533 | 0,543 | 0,619 | 0,477 | 0,619 | 0,568 | 0,508 | 0,458 | 0,433 | 0,433 |
| 85 | 0,726 | 0,664 | 0,587 | 0,521 | 0,488 | 0,657 | 0,488 | 0,498 | 0,586 | 0,437 | 0,586 | 0,534 | 0,474 | 0,424 | 0,400 | 0,400 |
| 90 | 0,690 | 0,624 | 0,544 | 0,479 | 0,447 | 0,622 | 0,447 | 0,457 | 0,555 | 0,401 | 0,555 | 0,502 | 0,442 | 0,393 | 0,371 | 0,371 |
| 95 | 0,653 | 0,584 | 0,504 | 0,491 | 0,411 | 0,586 | 0,411 | 0,420 | 0,525 | 0,369 | 0,525 | 0,472 | 0,413 | 0,365 | 0,343 | 0,343 |

*Tabelul 8.8 (continuare)*

| $\bar{\lambda}$ | 0 | 10 | 11 | 12 | 13 | 14 | 15 | 16 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 100 | 0,419 | 0,365 | 0,340 | 0,496 | 0,414 | 0,385 | 0,339 | 0,318 |
| 105 | 0,389 | 0,337 | 0,313 | 0,469 | 0,417 | 0,360 | 0,316 | 0,296 |
| 110 | 0,361 | 0,312 | 0,290 | 0,443 | 0,392 | 0,337 | 0,291 | 0,275 |
| 115 | 0,336 | 0,290 | 0,268 | 0,419 | 0,369 | 0,315 | 0,275 | 0,256 |
| 120 | 0,313 | 0,269 | 0,249 | 0,396 | 0,347 | 0,296 | 0,257 | 0,239 |
| 125 | 0,292 | 0,250 | 0,231 | 0,375 | 0,327 | 0,278 | 0,240 | 0,224 |
| 130 | 0,273 | 0,234 | 0,216 | 0,355 | 0,309 | 0,261 | 0,225 | 0,209 |
| 135 | 0,256 | 0,218 | 0,201 | 0,336 | 0,291 | 0,245 | 0,211 | 0,196 |
| 140 | 0,240 | 0,204 | 0,188 | 0,318 | 0,275 | 0,231 | 0,199 | 0,184 |
| 145 | 0,225 | 0,192 | 0,177 | 0,302 | 0,260 | 0,218 | 0,187 | 0,173 |
| 150 | 0,212 | 0,180 | 0,166 | 0,286 | 0,247 | 0,206 | 0,176 | 0,163 |
| 155 | 0,200 | 0,170 | 0,156 | 0,272 | 0,234 | 0,195 | 0,166 | 0,154 |
| 160 | 0,188 | 0,160 | 0,147 | 0,259 | 0,222 | 0,181 | 0,157 | 0,146 |
| 165 | 0,178 | 0,151 | 0,139 | 0,246 | 0,211 | 0,175 | 0,149 | 0,137 |
| 170 | 0,168 | 0,143 | 0,131 | 0,234 | 0,200 | 0,166 | 0,141 | 0,130 |
| 175 | 0,160 | 0,135 | 0,121 | 0,224 | 0,190 | 0,158 | 0,134 | 0,123 |
| 180 | 0,151 | 0,128 | 0,118 | 0,213 | 0,181 | 0,150 | 0,127 | 0,117 |
| 185 | 0,144 | 0,122 | 0,112 | 0,204 | 0,173 | 0,143 | 0,121 | 0,112 |
| 190 | 0,137 | 0,115 | 0,106 | 0,195 | 0,165 | 0,136 | 0,115 | 0,106 |
| 195 | 0,130 | 0,110 | 0,101 | 0,186 | 0,158 | 0,130 | 0,110 | 0,100 |
| 200 | 0,124 | 0,105 | 0,096 | 0,178 | 0,151 | 0,124 | 0,105 | 0,096 |

| $\bar{\lambda}$ | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 100 | 0,616 | 0,546 | 0,467 | 0,406 | 0,377 | 0,352 | 0,489 | |
| 105 | 0,580 | 0,510 | 0,433 | 0,375 | 0,347 | 0,520 | 0,457 | |
| 110 | 0,546 | 0,476 | 0,402 | 0,346 | 0,320 | 0,488 | 0,427 | |
| 115 | 0,513 | 0,445 | 0,373 | 0,320 | 0,296 | 0,459 | 0,399 | |
| 120 | 0,482 | 0,416 | 0,347 | 0,297 | 0,274 | 0,432 | 0,374 | |
| 125 | 0,453 | 0,389 | 0,323 | 0,276 | 0,255 | 0,406 | 0,350 | |
| 130 | 0,426 | 0,364 | 0,302 | 0,257 | 0,237 | 0,382 | 0,328 | |
| 135 | 0,400 | 0,341 | 0,282 | 0,240 | 0,221 | 0,360 | 0,308 | |
| 140 | 0,377 | 0,320 | 0,264 | 0,225 | 0,207 | 0,339 | 0,290 | |
| 145 | 0,355 | 0,301 | 0,248 | 0,210 | 0,194 | 0,320 | 0,273 | |
| 150 | 0,335 | 0,284 | 0,233 | 0,197 | 0,182 | 0,303 | 0,257 | |
| 155 | 0,316 | 0,267 | 0,219 | 0,186 | 0,171 | 0,286 | 0,243 | |
| 160 | 0,299 | 0,252 | 0,207 | 0,175 | 0,161 | 0,271 | 0,229 | |
| 165 | 0,283 | 0,238 | 0,195 | 0,165 | 0,151 | 0,257 | 0,217 | |
| 170 | 0,268 | 0,226 | 0,184 | 0,156 | 0,143 | 0,244 | 0,205 | |
| 175 | 0,255 | 0,214 | 0,175 | 0,147 | 0,135 | 0,231 | 0,195 | |
| 180 | 0,242 | 0,203 | 0,165 | 0,140 | 0,128 | 0,220 | 0,185 | |
| 185 | 0,230 | 0,193 | 0,157 | 0,132 | 0,122 | 0,209 | 0,176 | |
| 190 | 0,219 | 0,183 | 0,149 | 0,126 | 0,115 | 0,199 | 0,167 | |
| 195 | 0,208 | 0,174 | 0,142 | 0,120 | 0,110 | 0,190 | 0,160 | |
| 200 | 0,199 | 0,167 | 0,135 | 0,111 | 0,105 | 0,181 | 0,152 | |

Observație: pentru valori intermediare coeficienții $\varphi$ se pot calcula cu suficientă aproximație prin interpolare liniară.

*Tabelul 8.9, a*

**Coeficienți de flambaj**

| $\bar{\lambda}$ | R.S.R., BELGIA (CECM inițiali) $\varphi$) | | | CECM 1976, R.F.G. $\varphi$) | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | *A* | *B* | *C* | $A_0$ | *A* | *B* | *C* | *D* |
| 0,0 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 |
| 0,2 | 0,990 | 0,985 | 0,973 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 |
| 0,3 | 0,978 | 0,966 | 0,940 | 0,981 | 0,978 | 0,965 | 0,951 | 0,917 |
| 0,4 | 0,959 | 0,938 | 0,896 | 0,963 | 0,953 | 0,925 | 0,900 | 0,841 |
| 0,5 | 0,933 | 0,900 | 0,843 | 0,944 | 0,923 | 0,885 | 0,844 | 0,769 |
| 0,6 | 0,899 | 0,853 | 0,783 | 0,925 | 0,885 | 0,838 | 0,783 | 0,699 |
| 0,7 | 0,854 | 0,797 | 0,720 | 0,904 | 0,845 | 0,785 | 0,719 | 0,633 |
| 0,8 | 0,799 | 0,734 | 0,657 | 0,866 | 0,797 | 0,727 | 0,654 | 0,572 |
| 0,9 | 0,736 | 0,667 | 0,595 | 0,810 | 0,739 | 0,663 | 0,593 | 0,517 |
| 1,0 | 0,668 | 0,601 | 0,537 | 0,739 | 0,675 | 0,599 | 0,537 | 0,468 |
| 1,1 | 0,600 | 0,537 | 0,484 | 0,660 | 0,606 | 0,538 | 0,486 | 0,424 |
| 1,2 | 0,536 | 0,479 | 0,436 | 0,583 | 0,540 | 0,481 | 0,438 | 0,386 |
| 1,3 | 0,477 | 0,427 | 0,392 | 0,514 | 0,480 | 0,429 | 0,395 | 0,351 |
| 1,4 | 0,425 | 0,382 | 0,354 | 0,453 | 0,427 | 0,383 | 0,357 | 0,319 |
| 1,5 | 0,380 | 0,342 | 0,320 | 0,401 | 0,381 | 0,343 | 0,323 | 0,291 |
| 1,6 | 0,340 | 0,307 | 0,290 | 0,357 | 0,341 | 0,308 | 0,293 | 0,265 |
| 1,7 | 0,306 | 0,277 | 0,264 | 0,319 | 0,306 | 0,277 | 0,265 | 0,242 |
| 1,8 | 0,276 | 0,251 | 0,241 | 0,287 | 0,277 | 0,250 | 0,241 | 0,222 |
| 1,9 | 0,250 | 0,228 | 0,220 | 0,259 | 0,251 | 0,227 | 0,220 | 0,204 |
| 2,0 | 0,228 | 0,207 | 0,202 | 0,235 | 0,228 | 0,207 | 0,202 | 0,188 |
| 2,1 | 0,208 | 0,190 | 0,186 | 0,214 | 0,208 | 0,190 | 0,186 | 0,173 |
| 2,2 | 0,191 | 0,174 | 0,171 | 0,196 | 0,191 | 0,175 | 0,172 | 0,160 |
| 2,3 | 0,175 | 0,160 | 0,158 | 0,180 | 0,175 | 0,161 | 0,159 | 0,149 |
| 2,4 | 0,162 | 0,148 | 0,147 | 0,166 | 0,162 | 0,148 | 0,147 | 0,130 |
| 2,5 | 0,150 | 0,137 | 0,136 | 0,153 | 0,149 | 0,138 | 0,137 | 0,129 |
| 2,6 | 0,139 | 0,127 | 0,127 | 0,142 | 0,138 | 0,128 | 0,127 | 0,120 |
| 2,7 | 0,129 | 0,119 | 0,118 | 0,132 | 0,129 | 0,120 | 0,119 | 0,112 |
| 2,8 | 0,120 | 0,111 | 0,110 | 0,123 | 0,120 | 0,112 | 0,111 | 0,105 |
| 2,9 | 0,112 | 0,104 | 0,103 | 0,115 | 0,112 | 0,105 | 0,104 | 0,0985 |
| 3,0 | 0,105 | 0,097 | 0,097 | 0,107 | 0,105 | 0,0977 | 0,0977 | 0,0921 |

Valori intermediare se obțin prin interpolare liniară. În actuala redactare a proiectului DIN 18 800 sînt numai curbele *A*, *B*, *C*, *D*.

Notă:

$$\bar{\lambda} = \frac{\lambda}{\pi}\sqrt{\frac{\sigma_e}{E}}$$

1. Ecuația curbelor de flambaj — rel. (8.116).
2. Ecuația curbelor de flambaj:
   — funcție de un singur parametru cu abatere de max. ± 6% — rel. (8.117);
   — funcție de patru parametri (DIN 18 800) cu abatere maximă pe curba $A_0$ de ± 3%

$$\varphi = \left(\frac{1}{1+\bar{\lambda}^{n}}\right)^{1/n}$$

$$n = \alpha\bar{\lambda}^3 + \beta\bar{\lambda}^2 + \delta\bar{\lambda} + \gamma$$

$\alpha$, $\beta$, $\delta$, $\gamma$ au valori conform tabelului

| | $A_0$ | *A* | *B* | *C* | *D* |
|---|---|---|---|---|---|
| $\alpha$ | 0,2054 | 0,10 | 0,0439 | — 0,0005 | 0,0153 |
| $\beta$ | — 1,30 | — 0,6547 | — 0,2759 | 0,0147 | 0,0677 |
| $\delta$ | 2,1355 | 1,0586 | 0,3307 | 0,0296 | 0,1230 |
| $\gamma$ | 1,0275 | 1,1639 | 1,2087 | 1,1559 | 0,9889 |
| pentru $0,0 \leq \bar{\lambda} \leq 3,0$ | | | | | |

*Tabelul 8.9, b*

**Coeficienți de flambaj unici — relații pentru calculul curbelor de flambaj**

| | |
|---|---|
| 1 | U.R.S.S. SNIP – II – 23-81 publicat în 1982 |

Pentru $0 < \bar{\lambda} \leq 2{,}5$ în care $\bar{\lambda} = \lambda \sqrt{\frac{\sigma_c}{E}}$

$$\varphi = 1 - \left(0{,}73 - 5{,}53 \frac{\sigma_c}{E}\right) \bar{\lambda} \sqrt{\bar{\lambda}}$$

Pentru $2{,}5 < \bar{\lambda} \leq 4{,}5$

$$\varphi = 1{,}47 - 13 \frac{\sigma_c}{E} - \left(0{,}371 - 27{,}3 \frac{\sigma_c}{E}\right) \bar{\lambda} + \left(0{,}0275 - 5{,}53 \frac{\sigma_c}{E}\right) \bar{\lambda}^2$$

Pentru $\bar{\lambda} > 4{,}5$

$$\varphi = \frac{332}{\bar{\lambda}^2 (51 - \bar{\lambda})}$$

Unele diferențe la verificarea unor elemente se realizează prin folosirea coeficienților condițiilor de lucru $m$

| | |
|---|---|
| 2 | S.U.A. AISC Specification 1978 |

Considerînd domeniul de proporționalitate $\sigma_p = 0{,}5\,\sigma_c$ și notînd

$$\pi \sqrt{\frac{2E}{\sigma_c}} = \pi \sqrt{\frac{E}{\sigma_p}} = \lambda_p \text{ (conform Euler)}$$

în domeniul $\lambda \leq \lambda_p$

$$\varphi = \frac{1 - \frac{\lambda^2}{2\lambda_p^2}}{0{,}6 \left(\frac{5}{3} + \frac{3}{8} \cdot \frac{\lambda}{\lambda_p} - \frac{\lambda^3}{8\lambda_p^3}\right)}$$

în domeniul $\lambda > \lambda_p$

$$\varphi = \frac{12\pi^2 E}{0{,}6 \cdot \sigma_c \cdot 23 \cdot \lambda^2} = \frac{12\pi^2 E}{13{,}8 \cdot \sigma_c \cdot \lambda^2}$$

| | |
|---|---|
| 3 | Franța CM-66 |

Relație de calcul unică acoperind domeniul $\varphi - \lambda$ în întregime

$$\varphi = \frac{1}{2}\left(1{,}30 + \frac{\sigma_E}{\sigma_c}\right) - \sqrt{\frac{1}{4}\left(1{,}30 + \frac{\sigma_E}{\sigma_c}\right)^2 - \frac{\sigma_E}{\sigma_c}}$$

în care

$$\sigma_E = \frac{\pi^2 E}{\lambda^2}$$



8.3.2.4. **Verificarea la flambaj a elementelor metalice comprimate.** În normele în care comparația se face în raport cu limita de curgere $\sigma_c$ (vezi cap. 9) verificarea constă din compararea efortului unitar de compresiune cu rezistența critică :

$$\sigma = \frac{N}{A} \leq \sigma_{cr}. \tag{8.120}$$

Ținînd seama că $\sigma_{cr} = \varphi \cdot \sigma_c$, se obține :

$$\frac{N}{\varphi \cdot A} \leq \sigma_c. \tag{8.121}$$

În cazul cînd raportarea se face la o rezistență de calcul sau la o rezistență admisibilă (v. cap. 9) relația de verificare devine :

— în metoda stărilor limită utilizată la construcții civile, industriale și agrozootehnice (STAS 10108/0-78)

$$\frac{N}{\varphi \cdot A} \leq R\,; \quad R = \sigma_c / \gamma_m\,; \tag{8.122}$$

— în metoda rezistențelor admisibile folosite în alte domenii ale tehnicii (poduri, macarale, utilaje etc.)

$$\frac{N}{\varphi \cdot A} \leq \sigma_a\,; \quad \sigma_a = \sigma_c / c. \tag{8.123}$$

8.3.2.5. **Bare din elemente separate, solidarizate discontinuu.** Barele comprimate pot fi realizate și din elemente separate, solidarizate discontinuu cu plăcuțe sau cu zăbrele. Cedarea lor are loc prin flambaj, fie în planul care taie cele două ramuri solidarizate, fie într-un plan normal, în funcție de zveltețea după cele două direcții (fig. 8.56). Flambajul după axa $x - x$ (care taie materialul) se produce ca la barele cu secțiune plină. Flambajul după axa $\eta - \eta$ (care nu taie materialul) este influențat de deformabilitatea elementelor de solidarizare, care este inferioară celei oferite de exemplu de o placă continuă. Elementele de solidarizare intră în lucru, împiedicînd încovoierea separată a celor două ramuri și asigurînd conlucrarea lor. În consecință plăcuțele sau zăbrelele, vor prelua forțele de alunecare care se produc în timpul încovoierii barei în ansamblul ei ; este deci necesar ca să se determine forța tăietoare care se produce în timpul fenomenului de încovoiere care însoțește flambajul și efectul acesteia asupra forței critice și asupra comportării elementelor de solidarizare.

Teoria barelor solidarizate folosită în STAS 10108/0-78 este dezvoltată pe baza concepției bifurcării echilibrului. Considerarea imperfecțiunilor se introduce prin corecții adecvate.

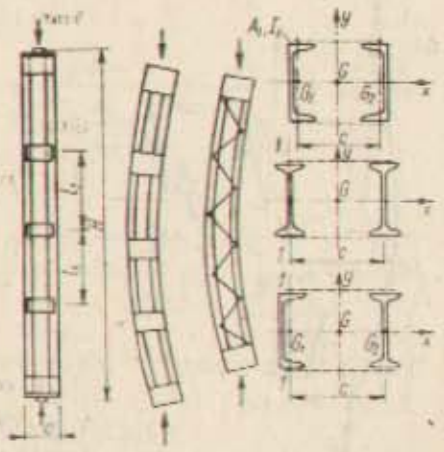


Fig. 8.56. Flambajul barelor comprimate solidarizate cu plăcuțe sau zăbrele.

8.3.2.5.1. *Determinarea forței tăietoare și influența ei asupra forței critice de flambaj pe baza teoriei bifurcării echilibrului.* Se admite că fibra medie deformată după

bifurcare are forma unei sinusoide : $y = f_0 \sin(\pi z/l)$. Din condiția de egalitate între lucrul mecanic exterior și lucrul mecanic interior se obține :

$$\frac{1}{2}\left(\int_0^l \left(\frac{M^2}{EI}\,dz + k\int_0^l \frac{T^2}{GA}\,dz\right) = P\cdot\Delta l. \qquad (8.124)$$

Deoarece $M = P\cdot y$ în care s-a considerat că săgeata $y$ se produce în planul $xGz$ (fig. 8.56), respectiv $y0z$ (fig. 8.57, *a*) și ținînd seama de fibra medie deformată se obține :

$$T = P\frac{dy}{dz}; \quad \frac{dy}{dz} = \frac{f_0\pi}{l}\cos\frac{\pi z}{l}, \qquad (8.125)$$

iar din figura 8.57, *a* :

$$dl = dz - dz\cos\alpha = dz(1 - \cos\alpha)$$

și

$$\Delta l = \int_0^l (1 - \cos\alpha)\,dz = \frac{1}{2}\int_0^l \operatorname{tg}^2\alpha\,dz = \frac{1}{2}\int_0^l \left(\frac{dy}{dz}\right)^2 dz. \qquad (8.126)$$

Înlocuind valorile (8.125) și (8.126) în (8.124) se obține :

$$P^2\int_0^l \frac{y^2}{EI}\,dz + P^2k\int_0^l \left(\frac{dy}{dz}\right)^2 \frac{1}{GA}\,dz = P\int_0^l \left(\frac{dy}{dz}\right)^2 dz; \qquad (8.127)$$

$$\frac{Pf_0^2}{EI}\int_0^l \sin^2\frac{\pi z}{l}\,dz + k\frac{Pf_0^2\pi^2}{GAl^2}\int_0^l \cos\frac{\pi z}{l}\,dz = \frac{f_0^2\pi^2}{l^2}\int_0^l \cos^2\frac{\pi z}{l}\,dz. \qquad (8.128)$$

Ținînd seama că :

$$\sin^2\frac{\pi z}{l} = \frac{1}{2}\left(1 - \cos\frac{2\pi z}{l}\right) \text{ și } \cos^2\frac{\pi z}{l} = \frac{1}{2}\left(1 + \cos\frac{2\pi z}{l}\right),$$

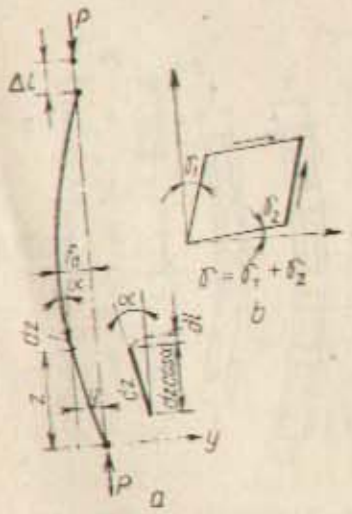



Fig. 8.57. Influența forței tăietoare.

integralele au valoarea $l/2$ și relația (8.128) devine :

$$\frac{P}{EI} + k\frac{P\pi^2}{GAl^2} = \frac{\pi^2}{l^2}, \qquad (8.129)$$

sau :

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{l^2}\frac{1}{1 + \frac{k\pi^2 EI}{l^2 GA}} = P_E\frac{1}{1 + \frac{kP_E}{GA}} =$$

$$= \frac{P_E}{1 + \gamma P_E}. \qquad (8.130)$$

În cazul unei bare cu secțiune plină termenul $\gamma = k/GA$ reprezintă deformația unghiulară datorită unei forțe tăietoare $T = 1$ (fig. 8.57, *b*). La barele cu secțiune plină termenul $\gamma P_E$ are o valoare mică și se poate neglija.



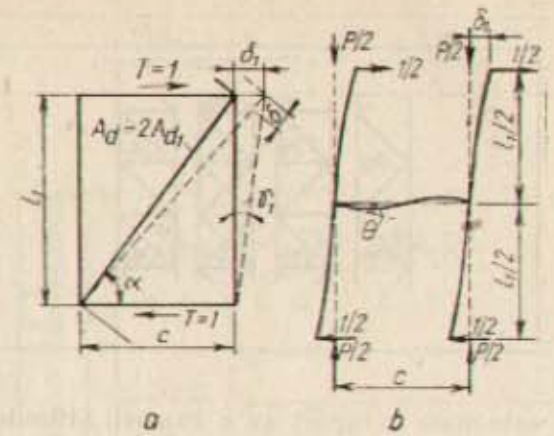



Fig. 8.58. Deformațiile stîlpilor solidarizați cu zăbrele *(a)* și cu plăcuțe *(b)*.

În cazul *barelor solidarizate cu zăbrele* (fig. 8.58, *a*) se poate considera că deformația unghiulară este dată de alungirea celor două diagonale a căror secțiune este $A_d$. Se obține :

$$\delta_1 = \frac{\delta}{\cos\alpha} = \frac{l_1}{E\cdot A_d\cdot\sin\alpha\cdot\cos^2\alpha}; \quad \gamma_1 = \frac{\delta_1}{l_1} = \frac{k}{GA} = \frac{1}{EA_d\cdot\sin\alpha\cdot\cos^2\alpha}. \qquad (8.131)$$

Termenul $\gamma P_E$ devine :

$$\gamma P_E = \frac{\pi^2 EI}{l^2}\frac{k}{GA} = \frac{\pi^2 EI}{l^2}\frac{1}{EA_d\sin\alpha\cdot\cos^2\alpha} \qquad (8.132)$$

și deoarece $I = A_b i^2$ ($A_b$ fiind secțiunea celor două ramuri și $i$ raza de girație) se obține :

$$\frac{\pi^2 EI}{l^2}\frac{k}{GA} = \frac{\pi^2 A_b}{A_d\lambda^2\sin\alpha\cos^2\alpha} = \frac{\pi^2}{\lambda^2}\frac{A_b}{A_d}\frac{l_d^2}{l_1 c^2}. \qquad (8.133)$$

Din relațiile (8.130) și (8.133) se deduce $\sigma_{cr}$ :

$$\sigma_{cr} = \frac{P_{cr}}{A_b} = \frac{\pi^2 E}{\lambda^2}\frac{1}{1 + \frac{\pi^2}{\lambda^2}\frac{A_b}{A_d}\frac{l_d^2}{l_1 c^2}} = \frac{\pi^2 E}{\lambda^2 + \pi^2\frac{A_b}{A_d}\frac{l_d^2}{l_1 c^2}} = \frac{\pi^2 E}{\lambda_{ir}^2}. \qquad (8.134)$$

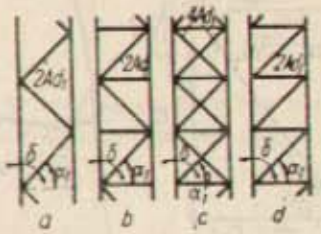
În această relație :

$$\lambda_{ir} = \sqrt{\lambda^2 + \pi^2\frac{A_b}{A_d}\frac{l_d^2}{l_1 c^2}} = \sqrt{\lambda^2 + k_1\frac{A_b}{A_d}}, \qquad (8.135)$$

iar coeficientul $k_1 = \pi^2\frac{l_d^2}{l_1 c^2} = \frac{\pi^2}{\sin\alpha\cos^2\alpha}$ în funcție de înclinarea $\alpha_1$ și pentru diferite tipuri de zăbrelări poate fi luat din tabelul 8.10.

La *barele solidarizate cu plăcuțe*, deformația dată de forța tăietoare se poate considera ca a unui cadru etajat (fig. 8.58, *b*) ; admițînd punctele de inflexiune la mijlocul barelor și considerînd că rigiditatea la încovoiere a plăcuței $I_p/c$

*Tabelul 8.10*

| | $\alpha_1$ | Coeficienții $k_1(k_2)$ | |
|---|---|---|---|
| | | *a,b,c* | *d* |
|  | 30° | 27 | 46 |
| | 35° | 27 | 43 |
| | 40° | 25 | 42 |
| | 45° | 28 | 42 |
| | 50° | 31 | 45 |
| | 55° | 38 | 49 |
| | 60° | 45 | 57 |

este mare în raport cu a ramurii stîlpului $I_1/I_1$ $\left(\text{este necesar ca } \frac{I_p}{c} \cdot \frac{l_1}{I_1} \geqslant 5\right)$, deplasarea $\delta_1$ și rotirea unghiulară $\gamma_1$ au valorile :

$$\delta_1 = \frac{1}{2}\frac{1}{3EI_1}\left(\frac{l_1}{2}\right)^3 = \frac{l_1^3}{48\,EI_1} \text{ și } \gamma_1 = \frac{2\delta_1}{l_1} = \frac{l_1^2}{24EI_1}. \tag{8.136}$$

Termenul $\gamma P_E$ din relația (8.130) devine :

$$\frac{\pi^2 EI}{l^2}\cdot\frac{k}{GA} = \frac{\pi^2 EI}{l^2}\frac{l_1^2}{24EI_1}. \tag{8.137}$$

Deoarece $I_1 = A_1 i_1^2$ și $A = 2\,A_1$($A_1$ și $I_1$ fiind aria, respectiv momentul de inerție al unei ramuri) conform relației (8.130) și (8.137) :

$$\sigma_{cr} = \frac{P_{cr}}{A} = \frac{\pi^2 E}{\lambda^2}\frac{1}{1+\frac{\pi^2}{12\lambda^2}\cdot\lambda_1^2} \approx \frac{\pi^2 E}{\lambda^2+\lambda_1^2} = \frac{\pi^2 E}{\lambda_{ef}^2}, \tag{8.138}$$

unde :

$$\lambda_{ef} = \sqrt{\lambda^2+\lambda_1^2}. \tag{8.139}$$

În relația (8.139) $\lambda_1 = \frac{l_1}{i_1}$ este coeficientul de zvelteță al unei ramuri de lungime $l_1$ (distanța dintre două plăcuțe de solidarizare).

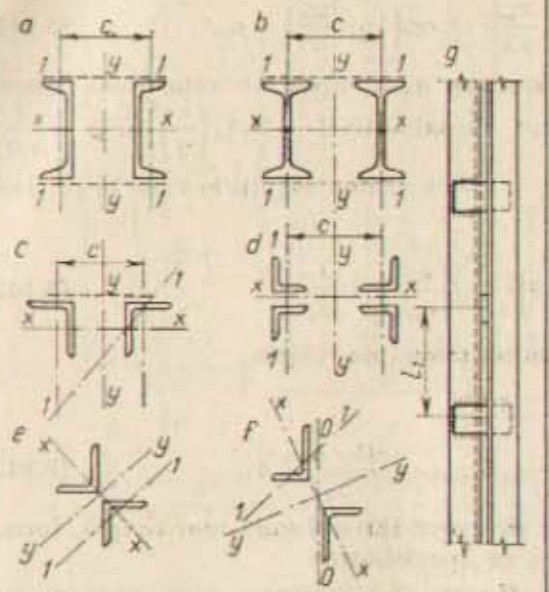
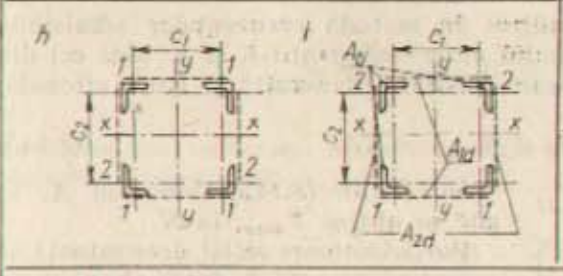
În concluzie, atît la barele solidarizate cu plăcuțe, cît și la cele solidarizate cu zăbrele, verificarea la flambaj în raport cu axa care nu taie materialul se poate efectua pe baza unui coeficient de zvelteță sporit, denumit și *coeficient de zvelteță transformat* și care este dat de relațiile (8.135), respectiv (8.139). Verificarea în raport cu axa care taie materialul se efectuează ca pentru barele cu secțiune plină. Pentru verificările în raport cu ambele axe se folosește de regulă curba *B*, admițînd ca atare efectul imperfecțiunilor corespunzînd acestei curbe de flambaj. În alte cazuri de alcătuire a elementelor solidarizate valorile $\lambda_{ef}$ se dau în tabelul 8.11.

8.3.2.5.2. *Calculul plăcuțelor și zăbrelelor.* Eforturile în zăbrele și plăcuțe sînt produse de forța tăietoare. Luînd în calcul valoarea dată de relația (8.125) se obține :

$$T_{max} = P\left|\frac{df}{dz}\right|_{z=0} = \frac{\pi}{l} f_0 \cos\frac{\pi(0)}{2} P_{cr} = \frac{\pi}{l} f_0 P_{cr}. \tag{8.140}$$



*Tabelul 8.11*

| Tipul secțiunii | Tipul solidarizării | $\lambda_{ef}$ |
|---|---|---|
|  | cu plăcuțe | $\lambda_{ef} = \sqrt{\lambda_y^2+\lambda_1^2}$ |
| | cu zăbrele | $\lambda_{ef} = \sqrt{\lambda_y^2 + k_1\frac{A_b}{A_d}}$ |
|  | cu plăcuțe | $\lambda_{ef} = \sqrt{\lambda_{max}^2+\lambda_1^2+\lambda_2^2}$ |
| | cu zăbrele | $\lambda_{ef} = \sqrt{\lambda_{max}^2 + A_b\left(\frac{k_1}{A_{1d}}+\frac{k_2}{A_{2d}}\right)}$ |

*OBSERVAȚII*

1. *Solidarizare cu plăcuțe*

a) *plăcuțe rigide* : $\frac{I_p}{c}\cdot\frac{l_1}{I_1} \geqslant 5$ ; $\lambda_y = \frac{\mu_y l}{l_y} = \frac{l_y^0}{l_y}$

$\lambda_1 = \frac{l_1}{i_1}$ ; $l_1$ și $i_1$ se iau conform figurii 8.56 și indicațiilor din prezentul tabel :

$\lambda_2$ — se determină în același mod în raport cu axa $2-2$

b) *plăcuțe flexibile* : $\frac{I_{p_1}}{c}\cdot\frac{l_1}{I_1} < 5$ ; $\lambda_y = l_y^0/i_y$

$\lambda_1^2 = \left(\frac{l_1}{i_1}\right)^2\frac{\pi^2}{12}\left(1+2\frac{cI_1}{l_1 I_p}\right)$ ; $l_1$, $I_1$, $i_1$ și $c$ conform figurii 8.56 și indicațiilor din prezentul tabel ;

$I_p$ — momentul de inerție a plăcuței

2. *Solidarizare cu zăbrele*

$A_b$ — aria secțiunii întregii bare (ramurilor) ;

$A_d$, $A_{1d}$ și $A_{2d}$ — aria secțiunii zăbrelelor de pe cîte două fețe paralele ale barei (fig. *i*) ;

$k_1$ și $k_2$ — coeficienți dați în tabelul 8.10

$\lambda_{max}$ — zvelteța maximă dintre $\lambda_x$ sau $\lambda_y$

Punînd condiția ca după bifurcare (deformare transversală) efortul maxim în ramura cea mai solicitată să nu depășească limita de curgere și considerînd că efortul de compresiune în această situație este egal cu rezistența critică se obține :

$$\sigma_{max} = \frac{P_{cr}}{2A_1} + \frac{P_{cr} f_0}{c A_1} = \sigma_{cr}\left(1 + \frac{2f_0}{c}\right) = \sigma_{cr} \qquad (8.141)$$

unde $c$ reprezintă distanța dintre centrele de greutate ale celor două ramuri (fig. 8.56). În relația (8.141) s-a făcut aproximația $I = 2\,A_1\left(\frac{c}{2}\right)^2$ și $W = \frac{I}{c/2}$.

Ținînd seama că $i_y \cong 0{,}5\,c$ și $\lambda_y = \frac{l}{i_y}$, valoarea săgeții la care se produce plastificarea de fibră este :

$$f_0 = \left(\frac{\sigma_c}{\sigma_{cr}} - 1\right)\frac{c}{2} = \left(\frac{\sigma_c}{\sigma_{cr}} - 1\right)\frac{l}{\lambda_y}. \qquad (8.142)$$

Înlocuind (8.142) în (8.140) și ținînd seama de relația :

$$\sigma_{cr} = \varphi \cdot \sigma_c$$

se obține :

$$f_0 = \left(\frac{1}{\varphi} - 1\right)\frac{l}{\lambda_y}\,;\quad T_{max} = \frac{\pi(1-\varphi)\sigma_c}{\lambda_y} A. \qquad (8.143)$$

Formula se poate pune suficient de exact într-o formă mai simplă, formă care este prevăzută în standardele de specialitate :

$$T_{max} = \bar{R} A \sigma_a\,;\ T_{max} = \bar{K} A\, R\,;\ \bar{K} \simeq 0{,}012. \qquad (8.144)$$

Notînd produsele $\bar{R}\sigma_a = K_1$ utilizat în metoda rezistențelor admisibile și $\bar{R}\,R = K$ din metoda stărilor limită unde coeficienții $K$ și $K_1$ sînt cei din tabelul 8.12, expresia forței tăietoare maxime (denumită și convențională) devine :

$$T_{max} = K_1 A \ \text{și}\ T_{max} = KA. \qquad (8.145)$$

*Tabelul 8.12*

| Forța $T_{max}$ (N) pentru | | |
|---|---|---|
| Bare din | Rezistențe admisibile ($K_1$) | Stări limită ($K$) |
| OL 37 | 200 $A$ | 250 $A$ |
| OL 44 | 250 $A$ | 300 $A$ |
| OL 52 | 300 $A$ | 360 $A$ |
| $A$ — reprezintă aria secțiunii barei întregi, în cm² | | |

În relațiile (8.145) înlocuind $A$, în cm² se obține $T_{max}$, în $N$.

Forța tăietoare astfel determinată se consideră că este preluată de elementele de solidarizare. Dimensionarea și verificarea plăcuțelor și zăbrelelor este arătată în capitolul 10.

Examinînd relația (8.130) se constată că ea a fost stabilită pentru bara perfect elastică și fără imperfecțiuni.

Considerarea imperfecțiunilor preconizate de CECM se introduce pe de o parte prin adoptarea unei săgeți inițiale care datorită deformațiilor produse de sudarea elementelor de solidarizare se consideră $f_0 = l/500$ (față de $l/1\,000$ admis pentru elementele sudate cu secțiune plină), iar pe de altă parte prin încadrarea într-una din curbele de flambaj [7].

Considerînd fibra medie deformată o sinusoidă, săgeata maximă în mijlocul barei (fig. 8.59, *a*) și rotirea maximă la extremități sînt :

$$f_{max} = \frac{f_0}{1 - \dfrac{P}{P_{Ey}}} = \frac{f_0}{1 - \dfrac{\sigma}{\sigma_{Ey}}}\,;\quad \theta_{max} = \frac{\pi \cdot f_0}{l\left(1 - \dfrac{P}{P_{Ey}}\right)} = \frac{\pi \cdot f_0}{l\left(1 - \dfrac{\sigma}{\sigma_{Ey}}\right)}, \qquad (8.146)$$



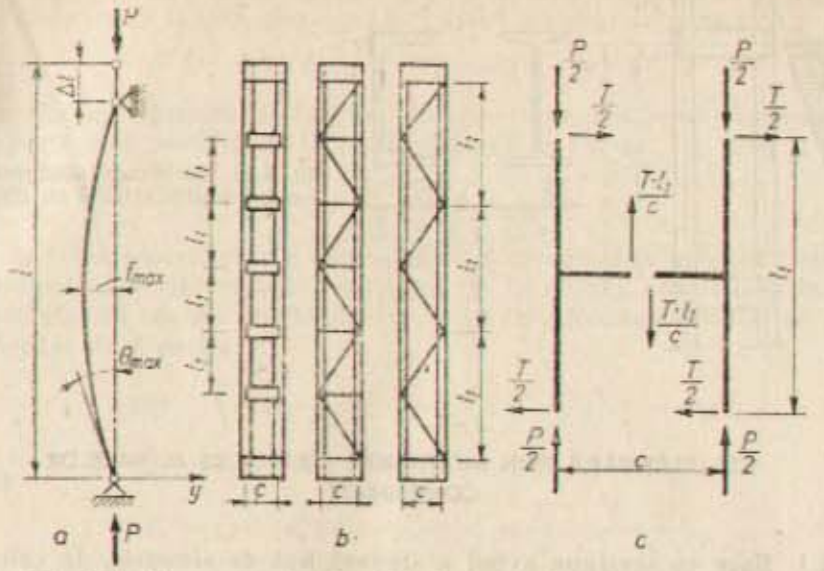



Fig. 8.59. Bare comprimate solidarizate cu plăcuțe sau zăbrele :
*a* — deformarea ansamblului ; *b* — tipuri de solidarizări ; *c* — efectul forțelor tăietoare.

în care $\sigma_{Ey}$ se determină cu coeficientul de zvelțețe transformat (v. tab. 8.11), în cazul plăcuțelor :

$$\lambda_{1y} = \sqrt{\lambda_y^2 + \lambda_1^2} \ \text{și}\ \sigma_{Ey} = \frac{\pi^2 \cdot E}{\lambda_{1y}^2}. \qquad (8.147)$$

Verificarea barei solidarizate se efectuează între două noduri consecutive la forța axială corespunzătoare ramurii celei mai solicitate :

$$P_1 = P\left(0{,}5 + \frac{f_{max}}{c}\right). \qquad (8.148)$$

Ramura se verifică la flambaj avînd lungimea corespunzătoare distanței dintre două noduri consecutive ($\lambda_1 = l_1/i_{y1}$) și cu încadrarea în curba de flambaj adecvată tipului de profil.

Elementele de solidarizare (fig. 8.59, *c*) se calculează la efectul forței tăietoare :

$$T = P \cdot \operatorname{tg}\theta_{max} \simeq P \cdot \theta_{max} = P\frac{\pi \cdot f_0}{l\left(1 - \dfrac{\sigma}{\sigma_{Ey}}\right)}. \qquad (8.149)$$

Pentru elementele solidarizate cu plăcuțe se mai efectuează o verificare suplimentară (v. și § 10.2.5) de rezistență la legătura dintre ramură și plăcuță (fața plăcuței — fig. 8.60, *a*) cu eforturile :

$$P_1 = P/2 \ \text{și}\ M_4 = \frac{T \cdot l_0}{4} \qquad (8.150)$$

Verificarea se efectuează considerînd întreaga rezervă plastică a secțiunii ramurii (fig. 8.60, *b*), în conformitate cu prevederile § 8.1.4.3, ținînd seama de $M_4$ și $P_1$.

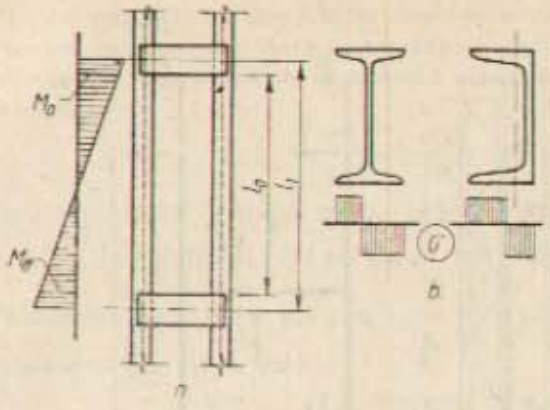


Fig. 8.60. Verificare suplimentară la o bară solidarizată cu plăcuțe.

### 8.3.3. FLAMBAJUL PRIN INCOVOIERE – RĂSUCIRE AL BARELOR COMPRIMATE

8.3.3.1. **Bare cu secțiune având o singură axă de simetrie.** În cele ce urmează se vor analiza barele fără imperfecțiuni, formulele cu care se calculează forțele critice fiind valabile în domeniul $\sigma \leqslant \sigma_p$ adică $E = constant$.

Barele cu o singură axă de simetrie își pot pierde stabilitatea prin incovoiere-răsucire. În cazul profilului U din figura 8.61 cu rezemarea laterală realizată cu două rulouri care împiedică rotirea secțiunii de reazem în jurul axei $z - z$, forța centrică produce deformații caracterizate prin deplasări și rotiri ale centrului de răsucire. Acesta capătă o săgeată $u$ și o rotire $\varphi$ (fig. 8.61). Deplasările barei corespund unei rotiri generale în jurul unui punct $D$ numit centru de încovoiere-răsucire. Scriind echilibrul eforturilor interioare și al forțelor exterioare se obține :

$$M_y^i + M_y^e = 0\,;\; M_z^i + M_z^e = 0. \tag{8.151}$$

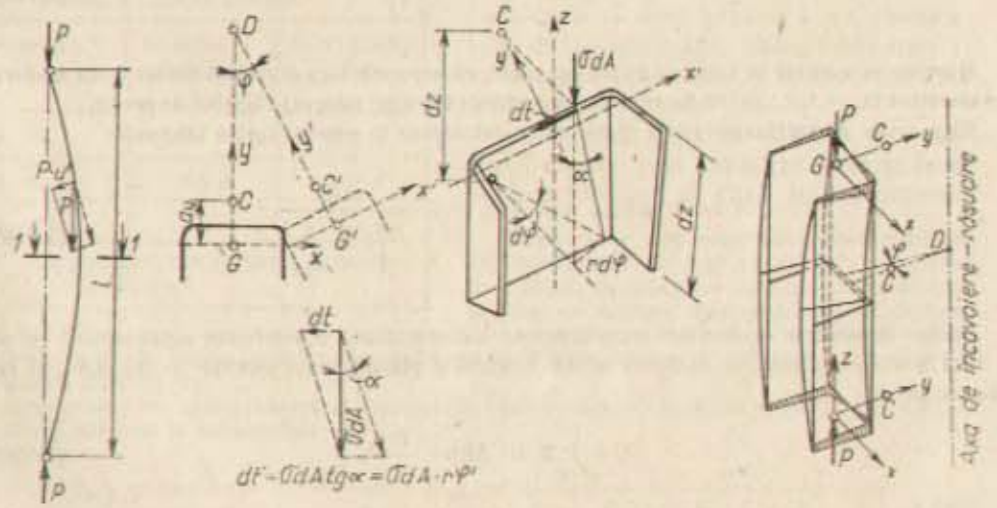


Fig. 8.61. Flambajul prin încovoiere-răsucire al barelor comprimate cu o singură axă de simetrie.



în care $M_y$ reprezintă momentele încovoietoare în raport cu axa $y-y$, iar $M_z$ cele de răsucire în raport cu $z-z$. Dezvoltînd aceste relații rezultă :

$$M_y^i = E \cdot I_y \cdot u''\,;\; M_z^e = P(u + a_y \cdot \varphi). \tag{8.152}$$

Momentul de răsucire al forțelor exterioare se compune din două părți. Prima parte este produsă de forța tăietoare $T = Pu'$ (v. fig. 8.61 și se determină cu relația :

$$M_z^{e1} = T a_y = P u' a_y. \tag{8.153}$$

Cea de a doua parte este o consecință a poziției oblice pe care o iau fibrele longitudinale datorită răsucirii secțiunii (v. fig. 8.61), rezultînd componente ale efortului în planul secțiunii $dt = \sigma\, dA\, r\varphi'$. Acestea produc un moment suplimentar de răsucire :

$$M_z^{e2} = \int_A r\,dt = \int_A \sigma \cdot \varphi' \cdot r^2 \cdot dA = \frac{P}{A}\varphi' \cdot I_{pc} = P\varphi' i_\omega^2. \tag{8.154}$$

în care :

$$i_\omega^2 = i_p^2 + a_y^2\,;\; i_p^2 = i_z^2 + i_y^2 = \frac{I_z}{A} = \frac{I_z + I_y}{A},$$

iar $I_{pc} = \int_A r^2 dA$ este momentul de inerție polar în raport cu centrul de răsucire $C$ ; $r$ este distanța de la $C$ la punctul considerat.

Ținînd seama că fenomenul se produce cu deplanare împiedicată, momentul de răsucire al eforturilor interioare are expresia :

$$M_z^i = E I_\omega \varphi''' - G I_r \varphi'. \tag{8.155}$$

Introducînd valorile eforturilor date de relațiile (8.152)...(8.155) în relațiile (8.151) se obține :

$$E I_y u'' + P u + P a_y \varphi = 0\,; \tag{8.156}$$

$$E I_\omega \varphi''' - G I_r \varphi' + P u' a_y + P \varphi' \cdot i_\omega^2 = 0. \tag{8.157}$$

Admițînd că deformațiile $u$ și $\varphi$ sînt date de relațiile :

$$u = \bar{u} \sin \frac{\pi z}{l}\,;\; \varphi = \bar{\varphi} \sin \frac{\pi z}{l}, \tag{8.158}$$

în care $\bar{u}$ și $\bar{\varphi}$ sînt valori arbitrare, dar avînd raportul dintre ele determinat și introducîndu-le în relațiile (8.156) și (8.157) după împărțirea lor cu $\sin \frac{\pi z}{l}$ și $\cos \frac{\pi z}{l}$ se obține :

$$-E I_y \frac{\pi^2}{l^2} \bar{u} + P\bar{u} + P a_y \bar{\varphi} = 0\,; \tag{8.159}$$

$$-E I_\omega \frac{\pi^2}{l^2} \bar{\varphi} - G I_r \bar{\varphi} + P \bar{u} a_y + P \bar{\varphi} i_\omega^2 = 0. \tag{8.160}$$

Notînd :

$$P_y = \frac{\pi^2 E I_y}{l^2}\,;\; P_\omega = \frac{1}{i_\omega^2} \cdot \left[\frac{\pi^2 E I_\omega}{l^2} + G I_r\right], \tag{8.161}$$

în care $P_y$ caracterizează flambajul prin încovoiere în raport cu axa $y-y$, iar $P_\omega$ flambajul prin răsucire (ambele având caracter de forță critică); relațiile (8.159) și (8.160) se pot scrie într-un sistem omogen de forma :

$$\begin{cases} (P_y - P)\bar{u} - Pa_y\bar{\varphi} = 0; \\ -P\dfrac{a_y}{i_\omega^2}\bar{u} + (P_\omega - P)\bar{\varphi} = 0. \end{cases} \tag{8.162}$$

Pentru ca ecuațiile (8.162) să aibă soluții diferite de 0, determinantul factorilor $\bar{u}$ și $\bar{\varphi}$ trebuie să fie egal cu 0, adică :

$$\begin{vmatrix} P_y - P & -Pa_y \\ P\dfrac{a_y}{i_\omega^2} & P_\omega - P \end{vmatrix} = 0 \tag{8.163}$$

și

$$(P_y - P)(P_\omega - P) - P^2\frac{a_y^2}{i_\omega^2} = 0, \tag{8.164}$$

relație, din care se deduc forțele critice :

$$P_{1,2} = \frac{i_{t0}^2}{2i_y^2}(P_y + P_\omega) \mp \sqrt{\frac{i_{t0}^4}{4i_y^4}(P_y + P_\omega)^2 - P_yP_\omega\frac{i_{t0}^2}{i_y^2}}. \tag{8.165}$$

Cea mai mică dintre cele două valori reprezintă forța critică de flambaj prin încovoiere-răsucire.

8.3.3.2. **Bară cu secțiune fără axă de simetrie.** Barele comprimate, fără nici-o axă de simetrie își pierd stabilitatea, de regulă prin încovoiere-răsucire (fig. 8.62). Printr-o demonstrație similară cu cea de la barele cu o singură axă de simetrie, se deduce relația (8.166) cu cele trei soluții ($P_1$, $P_2$, $P_3$), din care valoarea reală $P$ cea mai mică reprezintă forța critică de flambaj prin încovoiere-răsucire :

$$(P_x - P)(P_y - P)(P_\omega - P) - P^2(P_x - P)\frac{a_y^2}{i_\omega^2} - P^2(P_y - P)\frac{a_x^2}{i_\omega^2} = 0 \tag{8.166}$$

În această relație :

$$P_x = \frac{\pi^2EI_x}{l_{fx}^2}; \; P_y = \frac{\pi^2EI_y}{l_{fy}^2}; \; P_\omega = \frac{1}{i_\omega^2}\left[\frac{\pi^2EI_\omega}{l_{f\omega}^2} + GI_r\right]; \tag{8.167}$$

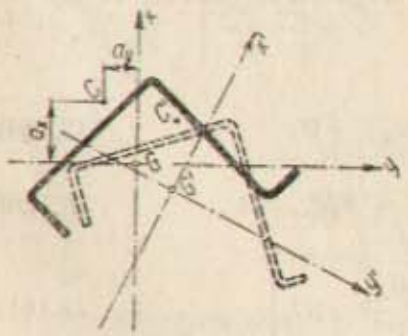



Fig. 8.62. Flambajul prin încovoiere-răsucire al barei fără nici o axă de simetrie.



$a_z$ și $a_y$ sînt distanțele de la centrul de greutate la centrul de răsucire (fig. 8.62) iar :

$$i_\omega^2 = i_p^2 + a_z^2 + a_y^2; \; i_p^2 = i_z^2 + i_y^2. \tag{8.168}$$

În cazul cînd bara are o axă de simetrie ($y-y$), valoarea $a_z = 0$, și relația (8.166) capătă forma :

$$(P_z - P)(P_y - P)(P_\omega - P) - P^2(P_z - P)\frac{a_y^2}{i_\omega^2} = 0. \tag{8.169}$$

Această relație are trei soluții : o soluție : $P = P_z = \dfrac{\pi^2EI_z}{l_{fz}^2}$ reprezentînd forța critică care produce flambajul prin încovoiere, și două soluții ($P_1$ și $P_2$) ce rezultă din relația :

$$(P_y - P)(P_\omega - P) - P^2\frac{a_y^2}{i_\omega^2} = 0. \tag{8.170}$$

Cea mai mică din valorile soluțiilor $P_1$ și $P_2$ ale ecuației (8.170) reprezintă forța critică de flambaj prin încovoiere-răsucire și se notează cu $P_{tr}$. Pierderea stabilității barei se produce la un efort axial egal cu cea mai mică dintre valorile $P_z$ sau $P_{tr}$ și apare prin încovoiere (cînd $P_z < P_{tr}$) sau încovoiere-răsucire (cînd $P_z > P_{tr}$), funcție de modul cum este dezvoltată secțiunea.

Se observă că relația (8.170) a fost determinată direct la § 8.3.3.1 cînd s-a studiat numai fenomenul de flambaj prin încovoiere-răsucire ; relația (8.169) include și soluția flambajului prin încovoiere.

Dacă bara are două axe de simetrie ($a_z = a_y = 0$ ; $i_\omega = i_p$), relația (8.166) devine :

$$(P - P_z)(P - P_y)(P - P_\omega) = 0 \tag{8.171}$$

și va avea ca soluții : $P = P_z$ ; $P = P_y$ ; $P = P_\omega$.

O astfel de bară poate flamba prin încovoiere în jurul axelor $x-x$ sau $y-y$, sau prin răsucire în jurul axei $z-z$. Deoarece rigiditatea la răsucire a barelor dublu $T$ sau cheson este mare, ele își pierd stabilitatea prin încovoiere. Flambajul prin răsucire apare de regulă la bare care au o rigiditate redusă la răsucire (secțiuni în cruce și unele profile L cu pereți subțiri) [42].

Din cele arătate anterior rezultă că parametrii care determină natura fenomenului, respectiv modul în care se produce pierderea stabilității sînt : forma secțiunii și legăturile barei.

Influența secțiunii este determinată prin caracteristicile secțiunii: $I_x$, $I_y$, $I_r$ și $I_\omega$. Alcătuirea de secțiuni la care valorile care caracterizează flambajul prin încovoiere ($I_x$, $I_y$) sînt mici în raport cu cele care caracterizează flambajul prin încovoiere-răsucire ($I_r$, $I_\omega$) pot determina producerea pierderii stabilității prin încovoiere. Dacă rigiditatea la răsucire este mică în raport cu rigiditatea la încovoiere, atunci poate apare flambajul prin încovoiere-răsucire.

Influența legăturilor la capetele barei se reprezintă prin valorile lungimilor care intră în relațiile (8.167) respectiv :

$$l_{fx} = \mu_x l; \; l_{fy} = \mu_y l; \; l_{f\omega} = \mu_\omega l. \tag{8.172}$$

În cazul particular cînd bara este dublu articulată pe ambele direcții și deplanările secțiunilor de reazem sînt libere rezultă :

$$\mu_x = \mu_y = \mu_\omega = 1{,}0 \text{ și } l_{fx} = l_{fy} = l_{f\omega} = l.$$

Cînd bara este perfect încastrată la extremități $\mu_x = \mu_y = 0{,}5$ ; deplanarea fiind practic și ea împiedicată $\mu_\omega = 0{,}5$. Pot exista și cazurile unor încastrări parțiale care pot duce la valori corespunzătoare pentru $\mu_x$, $\mu_y$ și $\mu_\omega$ cuprinse între 0,5 și 1,0.

Flambajul prin încovoiere-răsucire al barelor cu secțiunea deschisă nesimetrică și mai ales monosimetrică, poate să fie evitat dacă se iau anumite măsuri constructive. Astfel, dacă la barele cu secțiunea ⌶ sau ⊏ se crează legături suficiente pe latura deschisă, barele vor lucra ca element cu secțiunea închisă, care prezintă o rigiditate sensibil mai mare la răsucire și ca atare ele vor flamba numai prin încovoiere. Solidarizarea se poate face cu zăbrele sau plăcuțe. Date suplimentare se dau la capitolul 11.

8.3.3.3. **Verificarea barelor comprimate cu secțiune monosimetrică care-și pierd stabilitatea prin încovoiere-răsucire*.** Relația (8.165) prin împărțire cu $A$ (aria secțiunii barei din figura 8.61) se mai poate scrie :

$$\frac{P}{A} = \sigma = \frac{i_\omega^2}{2i_p^2}(\sigma_y + \sigma_\omega) \pm \sqrt{\frac{i_\omega^4}{4i_p^4}(\sigma_y + \sigma_\omega)^2 - \sigma_y\sigma_\omega\frac{i_\omega^2}{i_p^2}} \tag{8.173}$$

în care :

$$\sigma_y = \frac{\pi^2 E}{\lambda_y^2}\,; \quad \sigma_\omega = \frac{1}{i_\omega^2 A}\left[\frac{\pi^2 E I_\omega}{l^2_{f\omega}} + GI_t\right]. \tag{8.174}$$

În cazul particular al barei dublu articulate ($l_{fx} = l_{fy} = l_{f\omega} = l$) notînd :

$$c^2 = \frac{I_\omega}{I_y} + \frac{GI_t l^2}{EI_y\pi^2} = \frac{I_\omega + 0{,}039\,l^2 I_t}{I_y} \tag{8.175}$$

relația (8.173) se mai poate exprima :

$$\frac{1}{\sigma} = \frac{Al^2(c^2 + i_\omega^2)}{EI_y\pi^2 \cdot 2c^2} \pm \sqrt{\left(\frac{Al^2}{EI_y\pi^2}\right)^2 \frac{(c^2 + i_\omega^2)^2}{4c^4} - \frac{A^2 l^4 i_p^2}{(EI_y\pi^2)^2 c^2}}\,; \tag{8.176}$$

cu unele transformări se obține :

$$\frac{EI_y\pi^2}{\sigma A l^2} = \frac{c^2 + i_\omega^2}{2c^2}\left(1 \pm \sqrt{1 - \frac{4i_p^2 c^2}{(c^2 + i_\omega^2)^2}}\right). \tag{8.177}$$

Dacă se consideră că în domeniul elastic ($\sigma \leqslant \sigma_p$) este aplicabilă relația lui Euler pentru bara fără imperfecțiuni, bară pentru care au fost stabilite și relațiile de mai sus, se poate exprima rezistența critică corespunzătoare flambajului prin încovoiere-răsucire prin relația :

$$\sigma_{tr} = \frac{\pi^2 E}{\lambda_{tr}^2}\,, \tag{8.178}$$

în care $\lambda_{tr}^2$ este un coeficient de zvelteță transformat. Din (8.177) și (8.178) exprimînd condiția $\sigma = \sigma_{tr}$ rezultă :

$$\lambda_{tr} = \frac{l}{i_y}\sqrt{\frac{c^2 + i_\omega^2}{2c^2}\left\{1 \pm \sqrt{1 - \frac{4i_p^2 c^2}{(c^2 + i_\omega^2)^2}}\right\}} = \lambda_y \cdot \gamma. \tag{8.179}$$

* Calculul se poate extinde și la bara dublu simetrică care flambează prin răsucire, pornind de la $P = P_\omega$ (rel. 8.171)



Ca atare verificarea unei bare ideale în domeniul $E = const.$ ($\sigma \leqslant \sigma_p$) se poate face cu relațiile flambajului prin încovoiere, dar folosind o valoare $\varphi_{tr}$ calculată cu ajutorul valorii $\lambda_{tr}$ :

$$\frac{P}{A} \leqslant \varphi_{tr}\,\sigma_c\,; \frac{P}{A} \leqslant \varphi_{tr}\,R\,; \quad \varphi_{tr} = \Phi(\lambda_{tr}) \tag{8.180}$$

Unele norme inclusiv cele din țara noastră prevăd extinderea acestui procedeu și în cazul folosirii unor curbe de flambaj calculate pe baza divergenței echilibrului (cu considerarea imperfecțiunilor). Se admite că influența imperfecțiunilor este aceeași în ambele moduri de pierdere a stabilității și că procedeul se poate aplica pentru orice valoare $\lambda$, deci și în domeniul $\sigma_p < \sigma \leqslant \sigma_c$*.

Relația (8.179) a fost dedusă pentru cazul $\mu_x = \mu_y = \mu_\omega = 1$ și poate avea o formă mai completă care să țină seama și de alte condiții de rezemare. Dacă se notează cu $\mu_y$ coeficientul care caracterizează lungimea în cazul flambajului prin încovoiere ($\mu_y = 0{,}5$ pentru dublă încastrare, $\mu_y = 1{,}0$ pentru dubla articulare) și $\mu_\omega$ coeficientul care ține seama de deplanarea secțiunilor de capăt ($\mu_\omega = 0.5$ pentru deplanarea complet împiedicată și $\mu_\omega = 1{,}0$ pentru deplanarea liberă) se obține :

$$\lambda_{tr} = \frac{\mu_y l}{i_y} \cdot \sqrt{\frac{c^2 + i_\omega^2}{2c^2}\left\{1 \pm \sqrt{1 - \frac{4c^2[i_p^2 + 0{,}093(\mu_y^2/\mu_\omega^2 - 1)\sigma_y^2]}{(c^2 + i_\omega^2)^2}}\right\}} \tag{8.181}$$

Valoarea $c$ din (8.181) capătă expresia :

$$c^2 = \frac{\dfrac{(\mu_y l_y)^2}{(\mu_\omega l_\omega)^2} I_\omega + 0{,}039(\mu_y l_y)^2 I_t}{I_y}\,, \tag{8.182}$$

în care $l_y = l$ este lungimea teoretică a barei, iar $l_\omega$ reprezintă lungimea dintre legăturile de la extremități (grupuri de nituri sau șuruburi, respectiv cordoane de sudură )între care se poate produce răsucirea.

Formulele se pot aplica și pentru valori intermediare $\mu_y$ și $\mu_\omega$ (între 0,5 și 1,0). În multe cazuri $\mu_y$ și $\mu_\omega$ au aceleași valori la un anumit tip de prindere ($\mu_y = \mu_\omega$) și ca atare relațiile se simplifică căpătînd forma din (8.179), dar unde $l$ se înlocuiește cu $\mu_y l$.

### 8.3.4. VOALAREA

8.3.4.1. **Fenomenul de voalare.** În paragrafele anterioare au fost studiate fenomenele de pierdere a stabilității generale a unei bare, avînd o anumită rigiditate la încovoiere și răsucire, și considerînd că forma secțiunii transversale rămîne neschimbată. În aceste ipoteze, capacitatea portantă a barelor nu a fost influențată de modificarea de formă a secțiunii elementului. De regulă însă elementele de construcții metalice sînt alcătuite din plăci (pereți) subțiri, care își pot pierde stabilitatea sub acțiunea solicitărilor, modificîndu-și forma și influențînd în consecință asupra rezistenței și stabilității întregului element. Fenomenul de pierdere a stabilității plăcilor subțiri sub acțiunea unor eforturi unitare, se numește *voalare* ; de regulă eforturile unitare care produc acest fenomen sînt compresiuni uniform sau neuniform repartizate sau forfecări, acționînd separat sau concomitent. Pentru un anumit element fenomenele de voalare sînt de obicei localizate într-o anumită zonă de pe secțiune, respectiv

* Pentru alegerea curbei de flambaj v. tab. 8.6, *a*.

de pe lungime ; de aceea fenomenul de voalare se mai definește și ca *pierdere locală a stabilității* sau *flambaj local*.

Fenomenele de voalare se manifestă atît la plăcile plane, cît și la cele cu simplă sau dublă curbură. La plăcile plane voalarea se manifestă sub forma unor deplanări, trecîndu-se de la forma plană la o nouă formă spațială de echilibru (fig. 8.63). În cazul unui element cu un raport mare între lungime și lățime, deplanările apar sub formă de *unde*, avînd zone *nodale* care nu se deformează*. Deformația după voalare a plăcilor comprimate longitudinal, rezemate pe două laturi, este arătată în figura 8.63, *a*. La plăcile încovoiate, rezemate pe două laturi, deformația este mai accentuată în zona comprimată (fig. 8.63, *b*). În cazul unor plăci solicitate de eforturi unitare tangențiale (produse de forțe tăietoare), deformațiile se dirijează după unghiuri de 35...45° (fig. 8.63, *c*).

Funcție de dimensiunile plăcii, de modul ei de rezemare și de natura solicitărilor, fenomenul de voalare poate apare sub acțiunea unor eforturi unitare care depășesc sau nu limita de proporționalitate. Deformațiile elastice datorate voalării sînt reversibile, ele dispărînd după încetarea acțiunii. Dacă eforturile solicită placa în domeniul elasto-plastic, placa poate rămîne cu deformații permanente (fig. 8.64).

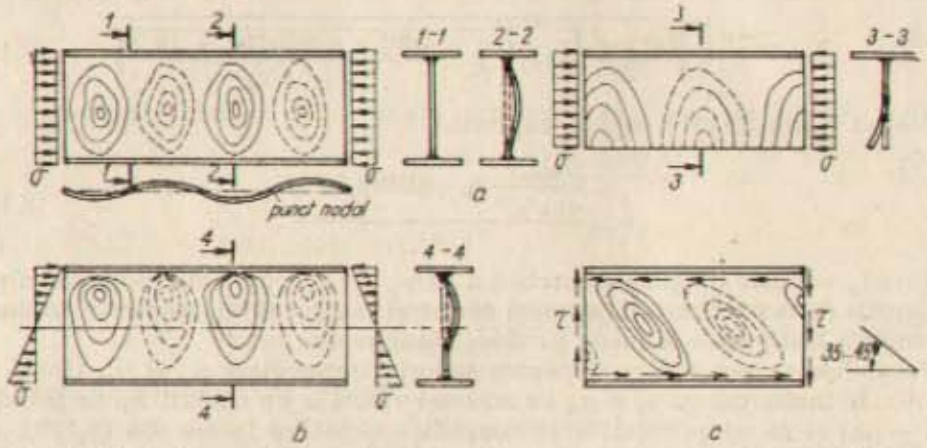



Fig. 8.63. Voalarea plăcilor plane ale elementelor compuse supuse la diferite solicitări :
*a* — compresiune ; *b* — încovoiere ; *c* — forfecare.

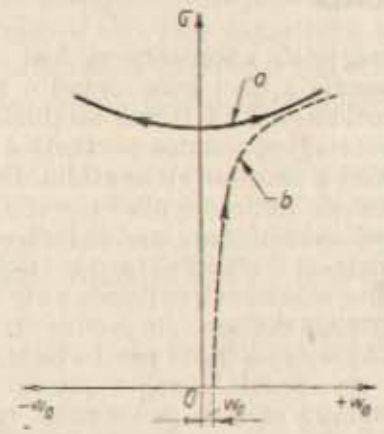


Fig. 8.64. Deformații datorate voalării :
*a* — placă fără imperfecțiuni (voalare posibilă în ambele sensuri) ; *b* — cu imperfecțiuni (voalare în sensul deformației inițiale $w_0$).

* Distanța între două zone nedeformate se definește ca semiundă.



Fenomenul de voalare se produce cînd eforturile unitare care solicită placa au atins o valoare denumită rezistență critică de voalare ($\sigma_{cr}$ ; $\tau_{cr}$).

8.3.4.2. **Determinarea rezistențelor critice de voalare în domeniul elastic.** În prezent relațiile de calcul folosite de diferite norme pentru obținerea valorii rezistenței critice de voalare sînt deduse prin teoria bifurcării echilibrului, considerînd că la producerea voalării există două stări posibile : o stare plană a plăcii și respectiv o stare deformată pentru care se scriu relații de echilibru static (fig. 8.64). Relațiile de calcul sînt stabilite în ipoteza că fenomenul se produce în domeniul elastic, metalul fiind considerat un material omogen și izotrop ; relațiile pot fi considerate satisfăcătoare atîta timp cît prin dimensionarea elementului este asigurată comportarea lui în domeniul elastic. Dacă elementul lucrează în domeniul elasto-plastic se pot folosi relații corespunzătoare, în care se ține seama de modificarea modulului $E$ în $E_t$ ($E_t < E$).

Metoda bifurcării echilibrului are ca premise de calcul existența unei plăci fără imperfecțiuni de formă sau structurale ; de asemenea se admite că în timpul voalării deformațiile transversale care se produc sînt mici în raport cu grosimea plăcii.

În realitate plăcile prezintă unele deformații transversale inițiale, care se accentuează în timpul solicitării atingînd valori mari care conduc în final la cedarea plăcii și apariția unor deformații plastice în zona de solicitare maximă ; fenomenul de voalare se produce în sensul deformației inițiale $w_0$ (fig. 8.64), punînd în evidență că în realitate voalarea este tot un fenomen de divergență a echilibrului. Rezistența critică este de asemenea influențată și de imperfecțiunile structurale așa cum se va arăta la § 8.3.4.4.

În cele ce urmează se va exemplifica modul de stabilire a valorilor rezistențelor critice prin metoda bifurcării echilibrului pentru o placă solicitată la compresiune centrică. Pentru alte cazuri vor fi date numai valorile finale ale rezistențelor critice.

Pentru stabilirea relațiilor de calcul, se pornește de la ecuația unei plăci supusă concomitent la încovoiere (dintr-o încărcare care acționează normal pe placă) și la acțiunea unor eforturi axiale. În cazul plăcii din figura 8.65, supusă numai la o forță $q$ uniform repartizată pe suprafața ei, relația de calcul este :

$$\frac{\partial^2 M_x}{\partial x^2} - \frac{2\partial^2 M_{xy}}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 M_y}{\partial y^2} = -q. \tag{8.183}$$

Dacă se neglijează acțiunea forțelor tăietoare aferente asupra săgeții și se exprimă momentele în funcție de săgeata $w$ a plăcii, se obține :

$$M_x = -D\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \mu \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}\right); \quad M_y = -D\left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \mu \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}\right); \tag{8.184}$$

$$M_{xy} = -M_{yx} = D(1-\mu)\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}; \qquad D = \frac{Et^3}{12(1-\mu^2)}.$$

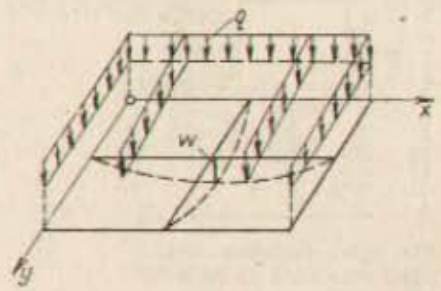


Fig. 8.65. Placă încovoiată de o încărcare uniform repartizată pe suprafața ei.

În relațiile (8.184) $M_x$ și $M_y$ reprezintă momentele încovoietoare, iar $M_{xy}(M_{yx})$ momentul de torsiune din placă ; $\mu$ este coeficientul lui Poisson. Înlocuind valorile din relațiile (8.184) în ecuația generală (8.183) se obține :

$$\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2\frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = \frac{q}{D}. \tag{8.185}$$

Dacă pe placă acționează și eforturi unitare $\sigma_x$, $\sigma_y$ și $\tau$ (fig. 8.66), datorită deformației plăcii acestea vor produce componente după direcția $z$ (direcția încărcării $q$), care modifică partea dreaptă a relației (8.185). Proiecția eforturilor $\sigma_x$ după axa $z$ este :

$$-t\,\sigma_x dy \frac{\partial w}{\partial x} + t\left(\sigma_x + \frac{\partial \sigma_x}{\partial x}dx\right)\left(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}dx\right)dy, \tag{8.186}$$

care după neglijarea infinitilor mici de ordin superior devine :

$$t\left(\sigma_x \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}dxdy + \frac{\partial \sigma_x \partial w}{\partial x \partial x}dxdy\right). \tag{8.187}$$

Asemănător se determină proiecția eforturilor $\sigma_y$ pe axa $z$ :

$$t\left(\sigma_y \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}dxdy + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y}\frac{\partial w}{\partial y}dxdy\right). \tag{8.188}$$

Pentru determinarea proiecției tensiunilor $\tau$ se consideră schema din figura 8.67. Datorită înclinării cu unghiurile $\frac{\partial w}{\partial y}$ și $\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}\cdot dx$, proiecția lui $\tau$ paralel cu axa $y$ devine :

$$t\tau \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}\cdot dxdy + t\frac{\partial \tau \partial w}{\partial x \partial y}\cdot dxdy. \tag{8.189}$$

O expresie similară se obține pentru proiecția eforturilor unitare $\tau$ paralele cu axa $x$, iar proiecția tuturor eforturilor $\tau$ pe axa $z$ conduce la :

$$t\left(2\tau \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}dxdy + \frac{\partial \tau \partial w}{\partial x \partial y}dxdy + \frac{\partial \tau \partial w}{\partial y \partial x}dxdy\right). \tag{8.190}$$

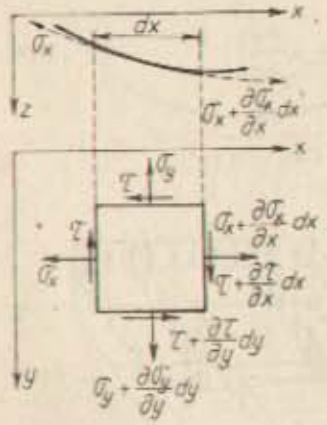



Fig. 8.66. Schema unei plăci solicitată complex.

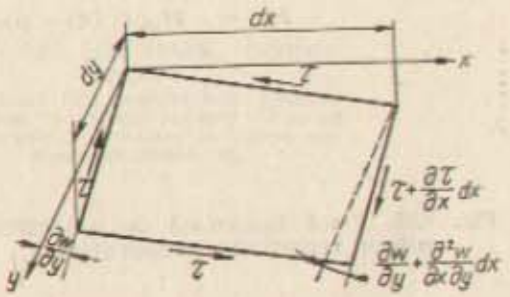



Fig. 8.67. Schema de calcul pentru determinarea proiecției tensiunilor $\tau$ .



Adăugînd valorile obținute cu relațiile (8.187), (8.188) și (8.190) în partea dreaptă a relației (8.185), se obține :

$$\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2\frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = \frac{1}{D}\left[q + t\left(\sigma_x \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \sigma_y \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + 2\tau \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}\right)\right]. \tag{8.191}$$

Considerînd că placa nu este încărcată decît cu tensiuni în planul ei $\sigma_x$, $\sigma_y$ și $\tau$ ($q = 0$), se obține relația care dă combinația critică în ipoteza bifurcării echilibrului :

$$\frac{Et^3}{12(1-\mu^2)}\left(\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2\frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4}\right) + t\left(\sigma_x \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + 2\tau \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} + \sigma_y \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}\right) = 0. \tag{8.192}$$

În faza inițială a deformării, săgețile $w$ fiind mici ele nu modifică eforturile $\sigma_x$, $\sigma_y$ și $\tau$. În cazul cînd asupra plăcii acționează numai efortul $\sigma_x (\sigma_y = \tau = 0)$ relația (8.192) devine :

$$\frac{Et^3}{12(1-\mu^2)}\left(\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2\frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4}\right) + \sigma_x t \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} = 0. \tag{8.193}$$

S-a obținut o ecuație diferențială omogenă, care are aceeași semnificație ca și ecuația barei comprimate care flambează și care este de forma :

$$EI\frac{\partial^2 y}{\partial x^2} + P\cdot y = 0. \tag{8.194}$$

Analog cu rezultatele obținute în teoria barei comprimate, soluția ecuației în $w$ (8.193) este valabilă numai pentru determinarea valorilor $\sigma_{xcr}$ ale parametrului $\sigma_x$. Această relație reprezintă forma deformată (voalată) de echilibru a plăcii, corespunzătoare valorii critice $\sigma_{cr}$. În cazul cînd valoarea parametrului $\sigma_x$ este diferit de $\sigma_{cr}$, ecuația (8.193) este satisfăcută numai cînd $w = 0$. Cînd valoarea $\sigma_x$ crește, se atinge o valoare $\sigma_x = \sigma_{cr}$, și alături de forma nedeformată va exista și o formă deformată de echilibru dar instabilă corespunzînd principiului bifurcării echilibrului (fig. 8.68).

Dacă se ține seama de condițiile de rezemare pe contur, în cazul unei plăci articulate ($w = 0$, $M_x = 0$ pentru $x = 0$ și $x = a$) soluția ecuației (8.193) este dată de relația :

$$w = w_m \sin\frac{m\pi x}{a}\sin\frac{n\pi y}{b}. \tag{8.195}$$

în care : $w_m$ este săgeata maximă a unei semiunde ; $m$ — numărul de semiunde în direcția $x$, iar $n$ — numărul de semiunde în direcția $y$ (fig. 8.69).

Introducînd această valoare în (8.193) se obține valoarea $\sigma_x = \sigma_{cr}$ :

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 EI^2}{12(1-\mu^2)b^2}\left(\frac{mb}{a} + n^2\frac{a}{mb}\right)^2. \tag{8.196}$$

Valoarea minimă rezultă pentru $n = 1$

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 E}{12(1-\mu^2)}\left(\frac{t}{b}\right)^2\left(\frac{mb}{a} + \frac{a}{mb}\right)^2, \tag{8.197}$$

care se mai poate scrie și sub forma :

$$\sigma_{cr} = 190\ k_\sigma\left(\frac{t}{b}\right)^2\ 10^3\ [\mathrm{N/mm^2}]. \tag{8.198}$$

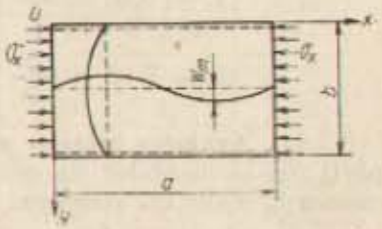



Fig. 8.68. Placă supusă la eforturi $\sigma_x$ .

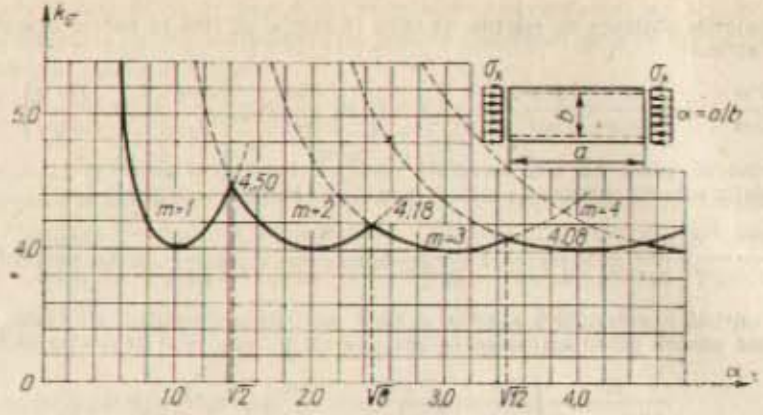



Fig. 8.69. Curbe $k_\sigma - \alpha$ pentru $\sigma_x$ = constant.

Coeficientul $k_\sigma$ are diferite valori, în funcție de numărul de semiunde pe direcția $x$; notînd $a = \alpha \cdot b$:

$$k_\sigma = \left(\frac{\alpha}{m} + \frac{m}{\alpha}\right)^2; \tag{8.199}$$

se poate reprezenta variația coeficientului $k_\sigma$ în funcție de $\alpha$, obținînd o diagramă ca cea din figura 8.69. În toate cazurile valorile minime au loc atunci cînd $\frac{\alpha}{m} = \frac{m}{\alpha}$, deci se va lua $k_\sigma = 4$ pentru orice valori $\alpha \geqslant 1$. În cazul cînd placa are alte legături pe laturile paralele cu direcția efortului, valorile $k_\sigma$ se modifică: de regulă încastrările pe reazeme măresc, în timp ce laturile libere reduc sensibil aceste valori (tabelul 8.13).

Rezistența critică în cazul eforturilor de compresiune neuniforme este dată de relația:

$$\sigma_{1cr} = \frac{\pi^2 E}{12(1-\mu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b}\right)^2 k_\sigma = 190\ k_\sigma \left(\frac{t}{b}\right)^2 \cdot 10^2\ [\mathrm{N/mm^2}] \tag{8.200}$$

Valoarea minimă $k_\sigma$ pentru diferite raporturi $\psi$ și pentru diferite tipuri de rezemări este dată în tabelul 8.13.

*Rezistențele critice la forfecare* se determină asemănător cu relația (8.198), obținînd o soluție de forma:

$$\tau_{cr} = 190\ k_\tau \left(\frac{t}{d}\right)^2 10^2\ \ [\mathrm{N/mm^2}], \tag{8.201}$$

în care $d$ reprezintă latura mică a panoului.

Valoarea $k_\tau$ este în funcție de raportul dintre latura mare și latura mică a panoului, notat cu $\alpha$, și are valoarea:

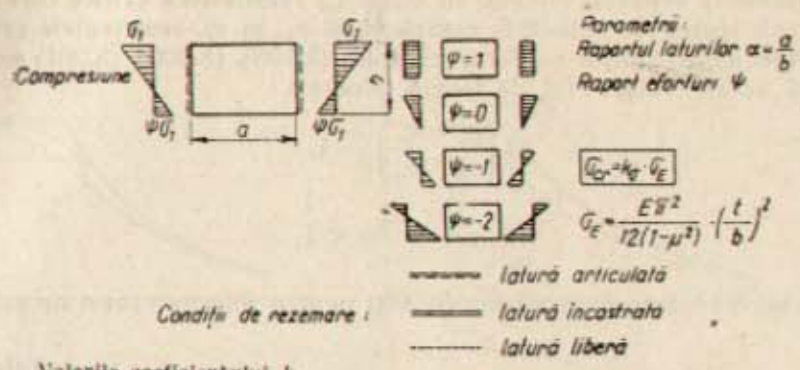
$k_\tau = 5{,}34 + \frac{4}{\alpha^2}$ pentru placa articulată pe contur;

$k_\tau = 8{,}98 + \frac{5{,}60}{\alpha^2}$ pentru placa încastrată pe contur.

8.3.4.3. **Voalarea plăcilor plane sub acțiunea solicitărilor complexe.** Unele părți ale elementelor de construcții ca de exemplu inimile grinzilor, sînt supuse la solicitări complexe $\sigma$ și $\tau$. În acest caz voalarea se produce la re-



*Tabelul 8.13*




Valorile coeficientului $k_\sigma$

| $\psi$ | I | II | III | | IV | | V | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | | | | | |
| | I | II | IIIa | IIIb | IV a | IV b | V a | V b |
| 1 | 4 | 6,94 | 5,41 | 5,41 | 0,425 | 0,425 | 1,28 | 1,28 |
| 0,8 | 4,44 | 7,74 | 5,94 | 6,08 | | | 1,33 | 1,52 |
| 0,6 | 4,99 | 8,70 | 6,57 | 6,94 | | | 1,39 | 1,87 |
| 0,4 | 5,68 | 9,90 | 7,35 | 8,07 | | | 1,46 | 2,43 |
| 0,3 | 6,08 | 10,63 | 7,80 | 8,77 | | | 1,49 | 2,86 |
| 0,2 | 6,59 | 11,46 | 8,31 | 9,59 | | | 1,53 | 3,45 |
| 0,1 | 7,10 | 12,42 | 8,89 | 10,56 | | | 1,57 | 4,36 |
| 0 | 7,81 | 13,55 | 9,54 | 11,73 | 0,567 | 1,71 | 1,61 | 5,86 |
| −0,1 | 8,55 | 14,85 | 10,28 | 13,14 | | | 1,65 | 8,50 |
| −0,2 | 9,49 | 16,38 | 11,13 | 14,86 | | | 1,70 | 12,45 |
| −0,3 | 10,57 | 18,22 | 12,11 | 16,91 | | | 1,74 | 16,01 |
| −0,4 | 11,86 | 20,29 | 13,23 | 19,36 | | | 1,79 | 19,06 |
| −0,5 | 13,40 | 22,73 | 14,52 | 22,15 | | | 1,85 | 22,11 |
| −0,6 | 15,13 | 25,57 | 15,99 | 25,23 | | | 1,90 | 25,23 |
| −0,7 | 17,10 | 28,66 | 17,67 | 28,54 | | | 1,96 | 28,54 |
| −0,8 | 19,23 | 32,07 | 19,58 | 32,03 | | | 2,02 | 32,02 |
| −0,9 | 21,51 | 35,71 | 21,67 | 35,70 | | | 2,09 | 35,69 |
| −1 | 23,88 | 39,56 | 23,94 | 39,56 | 0,850 | | 2,15 | 39,56 |
| −1,1 | 26,35 | 44,06 | 26,38 | 44,06 | | | 2,23 | 43,61 |
| −1,2 | 28,93 | 48,10 | 28,94 | 48,10 | | | 2,30 | 47,96 |
| −1,3 | 31,62 | 52,36 | 31,65 | 52,36 | | | 2,38 | 52,36 |
| −1,4 | 34,43 | 56,98 | 34,44 | 56,98 | | | 2,47 | 56,98 |
| −1,5 | 37,35 | 61,99 | 37,36 | 61,99 | | | 2,56 | 61,99 |
| −1,6 | 40,41 | 66,95 | 40,43 | 66,95 | | | 2,66 | 67,33 |
| −1,7 | 43,57 | 72,10 | 43,57 | 72,10 | | | 2,77 | 72,10 |
| −1,8 | 46,87 | 77,55 | 46,87 | 77,63 | | | 2,88 | 77,55 |
| −1,9 | 50,26 | 83,01 | 50,27 | 83,21 | | | 2,99 | 83,21 |
| −2 | 53,78 | 89,22 | 53,79 | 89,22 | | | 3,11 | 89,92 |

zistențe critice mai mici decît cele corespunzătoare cazului cînd fiecare solicitare acționează separat. Notînd cu $\sigma'_{cr}$ și $\tau'_{cr}$ rezistențele critice care produc voalarea sub starea de solicitare complexă și $\sigma_{cr}$ și $\tau_{cr}$ rezistențele critice în cazul unei solicitări simple conform relațiilor (8.198), (8.200), (8.201) expresiile care leagă aceste valori sînt de forma generală :

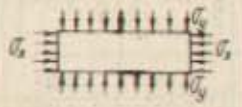
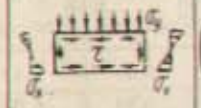
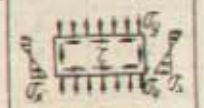
$$f\left(\frac{\sigma'_{cr}}{\sigma_{cr}}, \frac{\tau'_{cr}}{\tau_{cr}}\right) = 1, \tag{8.202}$$

unde

$$\frac{\sigma'_{cr}}{\sigma_{cr}} \leqslant 1 \text{ și } \frac{\tau'_{cr}}{\tau_{cr}} \leqslant 1. \tag{8.203}$$

În tabelul 8.14 este dată relația (8.202) pentru diferite cazuri de solicitare.

*Tabelul 8.14*

| Cazul | Relația | Cazul | Relația |
|---|---|---|---|
|  | Pentru: $\alpha = a/b = 1$ <br> $\frac{\sigma'_{crx}}{\sigma_{crx}} + \frac{\sigma'_{cry}}{\sigma_{cry}} = 1$ |  | $\left(\frac{\sigma'_{xcr}}{\sigma_{xcr}} + \frac{\sigma'_{ycr}}{\sigma_{ycr}}\right)^2 + \left(\frac{\tau'_{cr}}{\tau_{cr}}\right)^2 = 1$ |
| | $\frac{\sigma'_{cr}}{\sigma_{cr}} + \left(\frac{\tau'_{cr}}{\tau_{cr}}\right)^2 = 1$ |  | $\frac{\sigma'_{xcr}}{\sigma_{xcr}} + \frac{\sigma'_{ycr}}{\sigma_{ycr}} + \left(\frac{\tau'_{cr}}{\tau_{cr}}\right)^2 = 1$ |
| | $\left(\frac{\sigma'_{cr}}{\sigma_{cr}}\right)^2 + \left(\frac{\tau'_{cr}}{\tau_{cr}}\right)^2 = 1$ | | |

8.3.4.4. **Influența voalării asupra capacității portante a elementelor.** Comportarea plăcilor care voalează sub efectul diferitelor solicitări și în special cele supuse la eforturi axiale, este în funcție de un parametru unic care este raportul dintre lățimea și grosimea plăcii $\left(s = \frac{b}{t}\right)$ și care se definește ca *suplețe*. Rezistența critică la voalare a plăcii fără imperfecțiuni solicitată de eforturi unitare normale uniform repartizate $\sigma_x$ prezintă aceeași structură a formulei de calcul cu rezistența critică la flambaj a barei ideale (Euler) :

— la flambaj : $\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 \cdot E}{\lambda^2} = \frac{k^*}{\lambda^2}$ ; (8.204)

— la voalare : $\sigma_{cr;s} = \bar{k}\left(\frac{t}{b}\right)^2 = \frac{\bar{k}}{s^2}$. (8.205)

Parametrul de variație în cazul flambajului este pătratul zvelteții $\lambda$, iar în cazul voalării pătratul supleței $s$ (fig. 8.70).

Diagramele notate cu *1* (desenate cu linie plină) sînt aplicabile în cazul materialului elasto-plastic ideal (Prandtl). Pentru bara comprimată fără imperfecțiuni rezistența critică se corectează între $\sigma_p$ și $\sigma_e$ (v. diagrama notată cu *2* din figura 8.70, *a*) ; pentru placa comprimată, corecția este prevă-



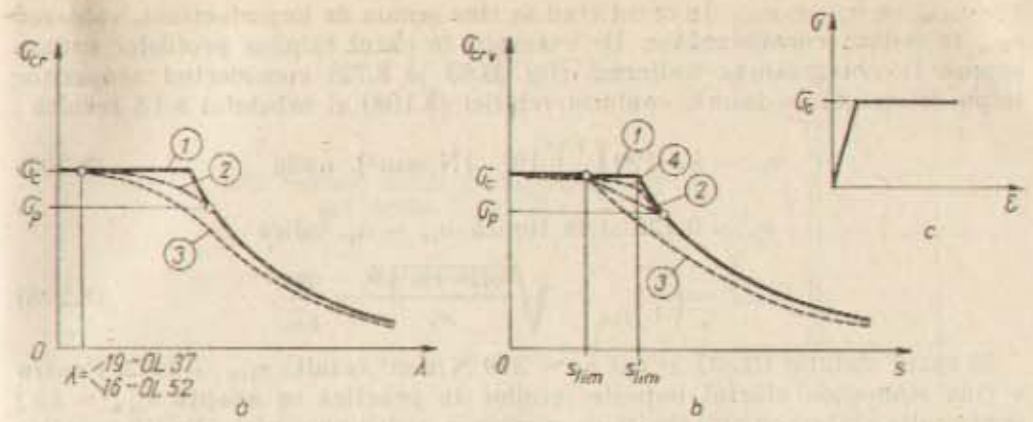



Fig. 8.70. Variația rezistențelor critice la flambaj (*a*), respectiv voalare (*b*) și diagrama $\sigma$ — $\varepsilon$ pentru un material elasto-plastic ideal ($\varepsilon$ — diagrama Prandtl) :
*1* — bară (placă) fără imperfecțiuni ; *2* și *4* — corecția în domeniul elasto-plastic ; *3* — bară (placă) cu imperfecțiuni.

zută de unele norme printr-o linie dreaptă (*2* — din figura 8.70, *b*), sau printr-o linie curbă *4* din aceeași figură.

Considerarea imperfecțiunilor și într-un caz și în celălalt, produce o micșorare a rezistențelor critice așa cum rezultă din diagramele notate cu *3* în figura 8.70, *a* și *b*. De regulă, în cazul voalării influența tensiunilor remanente se manifestă mai puternic atunci cînd eforturile de compresiune sînt situate în zone în care apar și deformațiile maxime la voalare fie ca urmare a deformațiilor inițiale din sudare, fie ca deformații ulterioare din voalare (fig. 8.71, *a* și *b*) ; aceasta se întîmplă frecvent atît la tălpile, cît și la inimile secțiunilor sudate.

Atingerea rezistenței critice de voalare este de regulă semnificativă numai dacă valoarea acesteia este inferioară limitei de curgere. Pentru elementele fără imperfecțiuni calculate pe principiul atingerii limitei de curgere (bare cu pereții groși — laminate la cald) valorile teoretice $\sigma_{crv} > \sigma_e$ nu prezintă interes (v. fig. 8.70, *b* în domeniul $0 < s \leqslant s_{lim}$). Punînd condiția $\sigma_{crv} = \sigma_e$ rezultă :

$$\sigma_{crv} = \bar{k}\left(\frac{t}{b}\right)^2 = \sigma_e \text{ sau } \left(\frac{b}{t}\right)_{lim} = s_{lim} = \sqrt{\frac{\bar{k}}{\sigma_e}}. \tag{8.206}$$

Valoarea $s_{lim}$ definește suplețea care separă cele două zone. Pentru $s \leqslant s_{lim}$ verificările la limită se efectuează cu relația $\sigma_{ef} \leqslant \sigma_e$, iar pentru

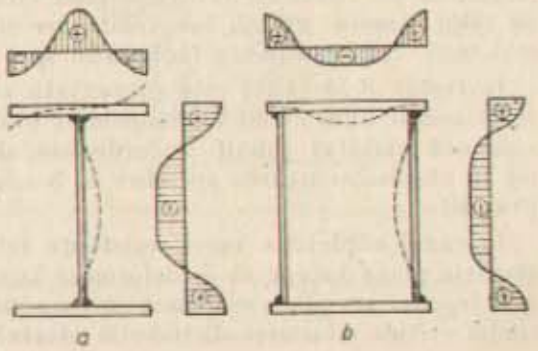



Fig. 8.71. Influența tensiunilor remanente asupra voalării :
*a* — la o secțiune dublu T ; *b* — la o secțiune cheson.

$s > s_{lim}$, cu $\sigma_{ef} \leqslant \sigma_{cr}$. În cazul cînd se ține seama de imperfecțiuni, valoarea $s_{lim}$ se reduce corespunzător. De exemplu în cazul tălpilor profilelor sudate supuse la compresiune uniformă (fig. 8.63 și 8.72) considerînd acoperitor talpa articulată în inimă, conform relației (8.198) și tabelului 8.13 rezultă :

$$\sigma_{cr} = k_\sigma \cdot 190 \left(\frac{t}{b'}\right)^2 10^3 \quad [\mathrm{N/mm^2}], \text{ unde :} \tag{8.207}$$

$k_\sigma = 0{,}425$ și la limită $\sigma_{cr} = \sigma_c$, adică

$$s_{lim} = \left(\frac{b'}{t}\right)_{lim} = \sqrt{\frac{0{,}425 \cdot 190 \cdot 10^3}{\sigma_c}} = \frac{285}{\sqrt{\sigma_c}}. \tag{8.208}$$

În cazul oțelului OL 37 avînd $\sigma_c = 240$ N/mm² rezultă $s_{lim} = 18{,}2$. Pentru a ține seama de efectul imperfecțiunilor în practică se adoptă $s_{lim} = 15$ ; pentru alte oțeluri cu altă limită de curgere $\sigma_c$ valoarea supleței limită practice se poate lua $s_{lim} = 15\sqrt{\frac{240}{\sigma_c}} \simeq 15\sqrt{\frac{210}{R}}$. Apariția fenomenului de voalare are drept consecință micșorarea capacității portante a elementului, fără a duce în toate cazurile la o distrugere a acestuia. Fenomenul de voalare determină o scădere sensibilă a capacității portante atunci cînd se produce într-un perete a unui element care prin voalare reduce sensibil rigiditatea și rezistența elementului, și nu există alte zone care să poată prelua prin suprasolicitare eforturile care se retransmit de la zona voalată. În această categorie intră tălpile comprimate nerigidizate ale elementelor solicitate de o forță axială sau de moment încovoietor (fig. 8.63, 8.71, *a* și 8.72); de asemenea poate provoca cedarea întregii grinzi, voalarea datorită forței tăietoare a inimii unei grinzi care nu are prevăzute nervuri de rigidizare transversale.

Influența este mai puțin importantă la elementele a căror alcătuire permite retransmiterea eforturilor din zonele care voalează în zone învecinate cu rigiditate sporită sau la care este posibilă formarea unui alt sistem de rezistență (respectiv mecanism de cedare). În această categorie intră : plăcile comprimate sau încovoiate întărite de tălpi sau alte elemente de rigidizare ; inimile grinzilor supuse la eforturi $\sigma$ și $\tau$, însă prevăzute cu nervuri de rigidizare transversale.

La aceste elemente porțiunile de placă respective pot lucra în continuare și după voalare (cu condiția ca solicitările să rămînă în domeniul elastic), dar la solicitări mai reduse (nivelul rezistențelor critice), în timp ce alte zone se supraîncarcă ; în figura 8,73, *a* și *b* este arătată repartizarea eforturilor unitare pe inima unui element comprimat și respectiv încovoiat. Se observă că inima elementului comprimat (fig. 8.73, *a*) se descarcă în zona ei centrală (sensibilă la voalare), retransmițînd eforturile la zonele marginale întărite de tălpi ; inima grinzii încovoiate are și ea eforturi unitare de compresiune mai mici, retransmiterea făcîndu-se spre marginea întărită de talpă.

În figura 8.74 [121] este prezentată comportarea unei plăci rigidizate de tipul inimii unui element comprimat mărginit lateral de două tălpi care nu voalează înaintea inimii. În ordonată sînt reprezentate rezistențele critice, iar în abscisă scurtările specifice $\varepsilon$. S-a admis diagrama caracteristică de tip Prandtl.

În cazul suplețelor mari rezistența critică este mică, dar după atingerea acesteia placa începe să se deformeze lateral, deformațiile longitudinale cresc mai repede, iar placa continuă să transmită eforturi. După depășirea rezistenței critice (elastice) distribuția efortului devine neuniformă pe porțiunea



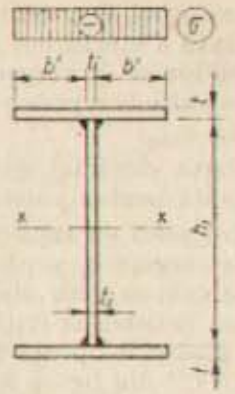


Fig. 8.72. Suplețe limită la tălpile unei secțiuni dublu T sudată.

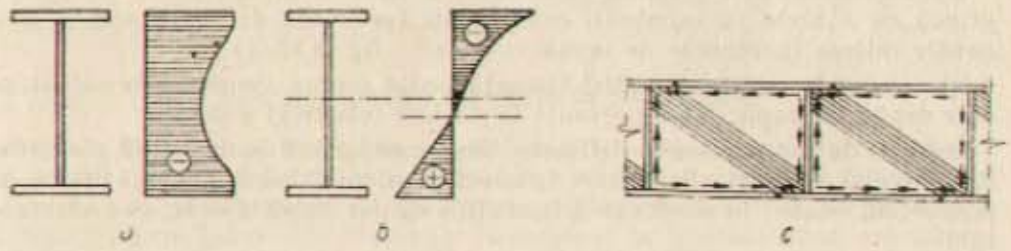


Fig. 8.73. Repartizarea eforturilor unitare pe inima unui element în domeniul postcritic :
*a* — comprimat ; *b* — încovoiat ; *c* — supus la forțe tăietoare.

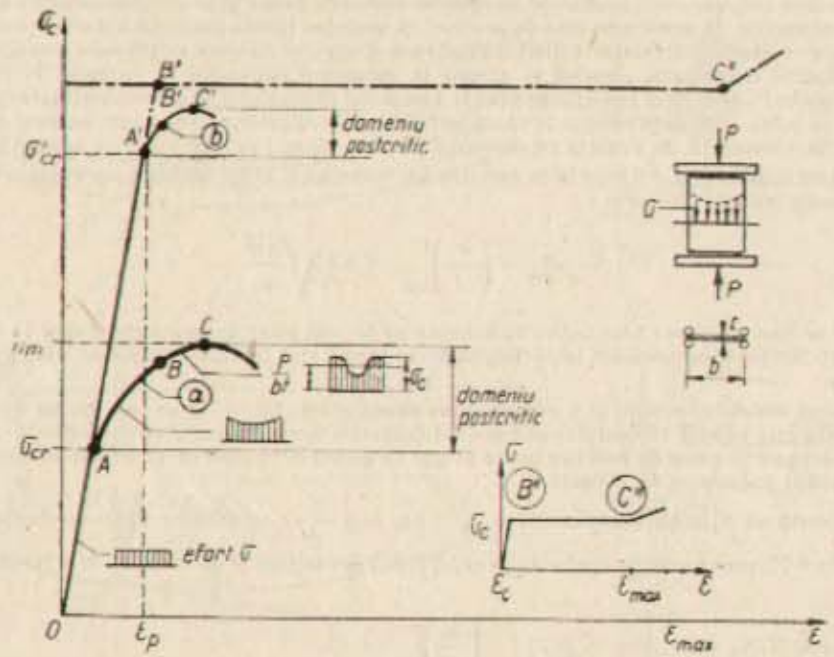



Fig. 8.74. Comportarea la voalare a unei plăci comprimate, avînd laturile paralele cu solicitarea, articulate :
*a* — curba suplețelor $b/t$ mari ; *b* — curba suplețelor $b/t$ mici.

$A - B$ a curbei. O creștere ulterioară a efortului produce o redistribuire și mai accentuată a eforturilor unitare. Eforturile unitare cresc puternic pe margini atingînd limita de curgere în punctul $B$ al curbei. Din acest moment plastificarea se extinde repede pe secțiune, stadiului final (de cedare) corespunzîndu-i valoarea $\sigma_{lim}$.

Creșterea efortului mediu dincolo de rezistența critică de voalare poate fi importantă pentru valori $b/t$ mari.

Pentru plăci cu suplețe mici, rezistența critică este foarte apropiată de limita de curgere $\sigma_c$ și plastificarea se produce imediat după voalare. În acest caz, așa cum se vede din curba $OA'B'C'$, rezistența limită $\sigma_{lim}$ este cu puțin deasupra rezistenței critice. La o placă la care $s = b/t \leqslant s_{lim}$, efectul unitar mediu $\sigma = P/b \cdot t$ poate atinge limita de curgere fără să se producă voalarea (linia $B''C''$ din figura 8.74).

Dacă voalarea este produsă de eforturi unitare $\tau$, grinda poate lucra ca o grindă cu zăbrele cu montanți comprimați (nervurile de rigidizare) și diagonale întinse (porțiunile de inimă voalate — fig. 8.73, *c*).

Structura de rezistență astfel formată poate prelua surplusul de solicitare care depășește capacitatea portantă la voalare (elastică) a inimii.

O astfel de comportare se definește drept comportare în domeniul *postcritic*. Este necesar ca eforturile unitare în zonele voalate să nu depășească limita de proporționalitate ; în acest caz deformațiile dispar după descărcarea elementului.

*Rezistențele critice la care se produc fenomenele de voalare ale plăcilor cu simplă și dublă curbură sînt date în capitolul 30.*

8.3.4.5. **Voalarea în domeniul plastic a plăcilor supuse la eforturi unitare de compresiune.** Plastificarea plăcilor care alcătuiesc elementele metalice poate produce fenomene de voalare în domeniul plastic. În acest sens este de precizat că suplețea limită amintită anterior (determinată în domeniul elastic cu relația 8.208) delimitează domeniul în care se produce voalarea numai în cazul cînd deformația plastică se găsește la începutul palierului de curgere. În cazul cînd apar deformații mari care pot ajunge pînă la începutul domeniului de autoconsolidare (punctul $C$ din figura 8.74), cum se produc și în cazul formării articulațiilor plastice, este necesar ca, pentru a se evita fenomenul de voalare în domeniul plastic, să se limiteze suplețea maximă.

În cazul tălpilor (fig. 8.72) pe baza cercetărilor teoretice și experimentale s-a ajuns la concluzia că se poate adopta valoarea :

$$s^p_{lim} = \left(\frac{b'}{t}\right)^p_{lim} = 8{,}5\sqrt{\frac{240}{\sigma_c}}. \tag{8.209}$$

În acest caz problema tensiunilor remanente nu se mai pune deoarece ele dispar în domeniul deformațiilor plastice mari, iar imperfecțiunile de formă sînt incluse în suplețea limită adoptată mai sus.

În cazul inimilor supuse la o compresiune neuniformă (fig. 8.72) se ține seama de zona din inimă care este supusă la compresiune și de deformația specifică maximă din această zonă care se consideră că în cazurile practice poate atinge de patru ori valoarea deformației specifice de la începutul palierului de curgere.

În această situație, ținînd seama că $\varepsilon_{max} = 4\varepsilon_c = 4\,\frac{\sigma_c}{E}$, se stabilește diagrama de comportare din figura 8.75, care poate fi exprimată în cazul unei bare supusă la un moment $M$ și forță axială $N$ astfel :

— dacă $N/N_p = N/A \cdot \sigma_c > 0{,}27$ ; $\quad \left(\frac{h_i}{t_i}\right)^p_{lim} = 43$ ; (8.210)

— dacă $N/N_p \leqslant 0{,}27$ ; $\quad \left(\frac{h_i}{t_i}\right)^p_{lim} = 70 - 100\,\frac{N}{N_p} \geqslant 43$. (8.211)



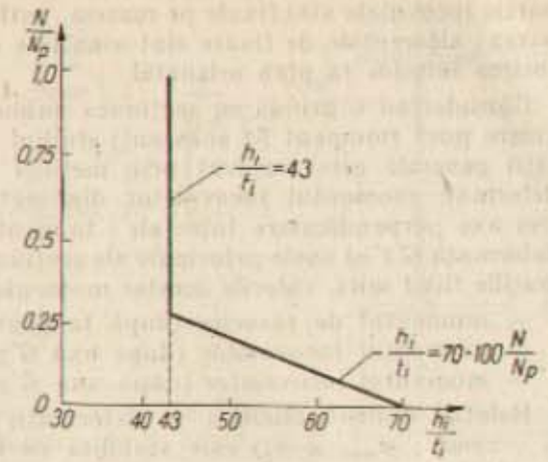



Fig. 8.75. Variația suplețelor $h_i/t_i$ inimilor secțiunilor dublu T solicitate la $M$ și $N$ în domeniul plastic.

### 8.3.5. STABILITATEA ELEMENTELOR ÎNCOVOIATE

8.3.5.1. **Fenomenul. Relații de calcul.** O bară încovoiată dezvoltată în planul de acțiune al momentului își poate pierde stabilitatea printr-un fenomen de încovoiere în plan transversal, însoțit de o răsucire (fenomen de pierdere a stabilității prin încovoiere-răsucire). Fenomenul se produce cînd solicitarea, respectiv momentul încovoietor a atins o valoare critică (fig. 8.76). De regulă

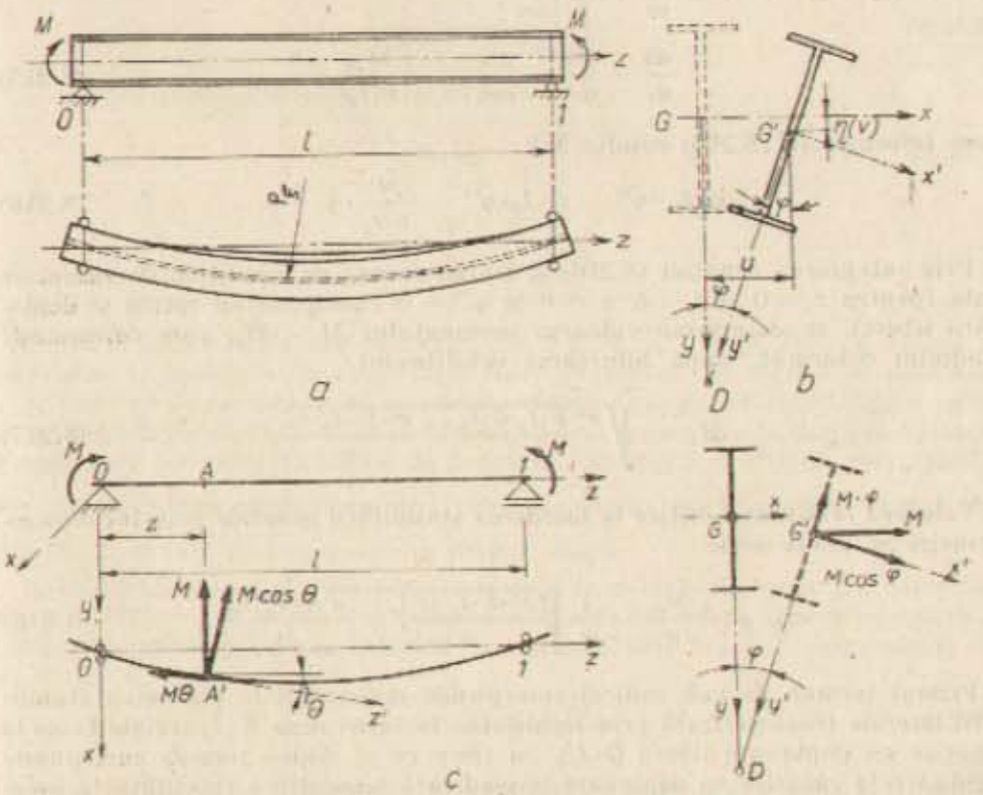



Fig. 8.76. Pierderea stabilității prin încovoiere-răsucire a unei bare încovoiate : *a* — deformarea grinzii ; *b* — rotirea secțiunii ; *c* — schemă (simplificată) de calcul.

barele încovoiate sînt fixate pe reazem, astfel încît să fie împiedicată răsturnarea ; elementele de fixare sînt asimilate cu două rulouri care nu împiedică rotirea tălpilor în plan orizontal.

Considerînd o grindă cu secțiunea dublu T supusă la o solicitare de încovoiere pură (moment $M$ constant) studiul fenomenului de pierdere a stabilității generale este rezolvat prin metoda bifurcării echilibrului. În stadiul deformat, momentul încovoietor din secțiune se poate descompune după trei axe perpendiculare între ele : tangenta în secțiunea $A'$ la fibra medie deformată $G'z'$ și axele principale ale secțiunii $G'y'$ și $G'x'$ (fig. 8.76, *c*). Deformațiile fiind mici, valorile acestor momente sînt :

$$\left.\begin{aligned} &\text{— momentul de răsucire (după tangentă) } M_r = M\cdot\sin\theta \simeq M\cdot\theta \\ &\text{— momentul încovoietor (după axa } G'y') \; M_y = M\cdot\sin\varphi \simeq M\varphi \\ &\text{— momentul încovoietor (după axa } G'x') \; M_x = M\cdot\cos\varphi \simeq M \end{aligned}\right\} \quad (8.212)$$

Relația dintre solicitări și deformații (valabilă în domeniul elastic ; $E$ *const.* ; $\sigma_{max} \leqslant \sigma_p$) este stabilită de formula (8.87), care pentru acest caz ia forma :

$$G\cdot I_r\cdot\varphi' - E\cdot I_\omega\varphi''' = M\cdot\theta. \quad (8.213)$$

Prin derivare în raport cu axa $z$ rezultă :

$$G\cdot I_r\varphi'' - E\cdot I_\omega\varphi^{IV} = M\frac{d\theta}{dz} = M\cdot\theta'. \quad (8.214)$$

Deoarece $\operatorname{tg}\theta \simeq \theta \simeq \frac{dx}{dz}$ rezultă :

$$\frac{d\theta}{dz} = \frac{d^3x}{dz^3}; \quad \frac{d^2x}{dz^2} = -\frac{M\cdot\varphi}{E\cdot I_y}, \quad (8.215)$$

care înlocuite în (8.216) conduc la :

$$E\cdot I_\omega\cdot\varphi^{IV} - G\cdot I_r\cdot\varphi'' - \frac{M^2}{E\cdot I_y}\cdot\varphi = 0. \quad (8.216)$$

Prin integrarea ecuației (8.216) și ținînd seama de condițiile de rezemare date (pentru $z = 0$ și $z = l$, $\varphi = 0$ și $\varphi'' = 0$ corespunzînd rotirii și deplanării libere), se determină valoarea momentului $M = M_{cr}$ care corespunde stadiului deformat, după bifurcarea echilibrului :

$$M_{cr} = \sqrt{\frac{\pi^2\cdot E\cdot I_y\cdot G\cdot I_r}{l^2} + \frac{\pi^4\cdot E^2\cdot I_y\cdot I_\omega}{l^4}}. \quad (8.217)$$

Valoarea rezistenței critice la pierderea stabilității generale prin încovoiere-răsucire se poate scrie :

$$\sigma_{cr,M} = \frac{M_{cr}}{W_x} = \frac{1}{W_x}\sqrt{\frac{\pi^2\cdot E\cdot I_y\cdot G\cdot I_r}{l^2} + \frac{\pi^4 E^2\cdot I_y\cdot I_\omega}{l^4}}. \quad (8.218)$$

Primul termen de sub radical corespunde rezistenței la pierderea stabilității laterale (caracterizată prin rigiditatea la încovoiere $E\cdot I_y$ și rigiditatea la răsucire cu deplanare liberă $G\cdot I_r$), în timp ce al doilea termen corespunde rigidității la răsucire cu deplanare împiedicată respectiv a rigidității la încovoierea diferențiată a tălpilor. În cazul secțiunilor puțin înalte cu pereți relativ groși, cum sînt profilele laminate, predomină rigiditatea la răsucire



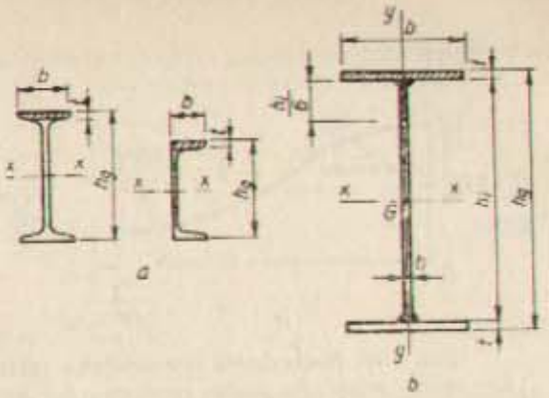


Fig. 8.77. Secțiunea simplificată de calcul la verificarea pierderii stabilității generale a grinzilor laminate (*a*) și dublu T compuse prin sudare (*b*).

cu deplanare liberă. Pentru acestea este acoperitor să se calculeze rezistența critică $\sigma_{cr,M}$ numai pe baza primului termen de sub radical.

În cazul grinzilor dublu T compuse prin sudură, cînd elementul este foarte înalt, iar pereții și în special inima este relativ subțire (suplă) devine predominant cel de-al doilea termen astfel că se poate neglija cel dintîi.

Ținînd seama că $G = E/2(1+\mu) = E/2{,}6$ și neglijînd existența inimii, $I_y = 2(b^3\cdot t/12) = b^3\cdot t/6$, $I_r = 2(bt^3/3)$, $W_x = 2I_x/h_y = 2bt(h_y/2)^2/(h_y/2) = b\cdot t\cdot h_y$, $I_\omega = \frac{h^2}{4}I_y$ se obține :

— pentru profile laminate (dublu T și U fig. 8.77, *a*)

$$\sigma_{cr,M} = \frac{0{,}66\ E}{l\cdot h_y/b\cdot t} \quad (8.219)$$

— pentru grinzi compuse prin sudură :

$$\sigma_{cr,M} = \frac{\pi^2\cdot E}{(l/i_t)^2} \quad (8.220)$$

$$i_t = \sqrt{\frac{b^3t/12}{b\cdot t + \frac{h_y t_f}{6}}}.$$

Conform precizărilor din normele din S.U.A. relația (8.219) se aplică și profilelor U laminate la cald încovoiate în planul de rigiditate maximă.

Se observă de asemenea, că rezistența critică dată de relația (8.220) nu este altceva decît rezistența critică la flambajul prin încovoiere în domeniul elastic a unei bare comprimate ideale de lungime $l$ alcătuită din talpa comprimată și $\frac{1}{6}$ din înălțimea inimii, deoarece $i_t$ este raza de girație a unei astfel de secțiuni (fig. 8.77, *b*) față de axa $y-y$ din planul inimii.

Relațiile (8.219) și (8.220) pot fi aplicate în domeniul elastic. În domeniu elasto-plastic ($\sigma_p < \sigma \leqslant \sigma_c$) se folosesc relații de racordare ale curbei valorilor critice. O astfel de relație utilizată în normele din S.U.A., care admit ca $\sigma_p \simeq 0{,}5\ \sigma_c$, este :

$$\sigma_{cr} = \sigma_c\left(1 - \frac{\sigma_c}{4\sigma_{cr,M}}\right) \quad (8.221)$$

Curbele rezistențelor critice pentru cele două cazuri anterioare sînt reprezentate în figura 8.78.

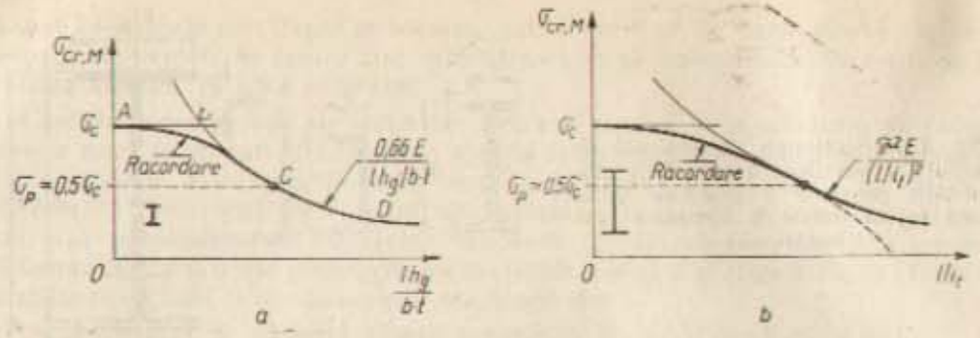



Fig. 8.78. Racordarea rezistențelor critice în domeniul elasto-plastic :
*a* — pentru grinzi din profile laminate ; *b* — pentru grinzi dublu T cu secțiunea compusă prin sudare.

Relațiile deduse anterior sînt aplicabile pentru o grindă supusă la acțiunea unui moment constant. În cazul unui moment variabil (fig. 8.79) rezistența critică determinată cu relația (8.218) se mărește devenind :

$$\sigma_{cr,M} = \xi \cdot \frac{1}{W_x} \sqrt{\frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_y \cdot G \cdot I_t}{l^2} + \frac{\pi^4 \cdot E^2 \cdot I_y \cdot I_\omega}{l^4}} \tag{8.222}$$

unde :

$$\xi = 1{,}75 - 1{,}05 \frac{M_2}{M_1} + 0{,}3 \left(\frac{M_2}{M_1}\right)^2 \leqslant 2{,}3. \tag{8.223}$$

În relația (8.223), $|M_1| \geqslant |M_2|$, adică $-1 \leqslant \frac{M_2}{M_1} \leqslant +1$, iar valorile momentelor $M_1$ și $M_2$ se introduc cu semnele lor.

În cazul cînd grinda este încărcată cu forțe transversale (exterioare), rezistența critică poate fi determinată cu relația :

$$\sigma_{cr,M} = \frac{\xi \cdot \pi^2 \cdot E \cdot I_y \cdot e}{l^2 \cdot I_x} \left[ \sqrt{\left(\frac{5v}{\varkappa} + \frac{r_x}{3} - y_c\right)^2 + c^2} - \left(\frac{5v}{\varkappa} + \frac{r_x}{3} - y_c\right) \right]. \tag{8.224}$$

Formula (8.224) este valabilă pentru grinzi cu secțiunea monosimetrică (avînd una din tălpi mai dezvoltată decît cealaltă) atunci cînd planul de acțiune al forțelor exterioare coincide cu axa de simetrie (fig. 8.80). Relația (8.224)

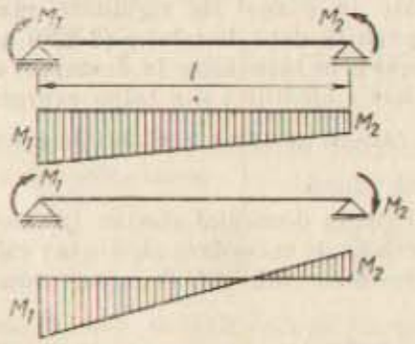



Fig. 8.79. Variații ale momentului pe o grindă.

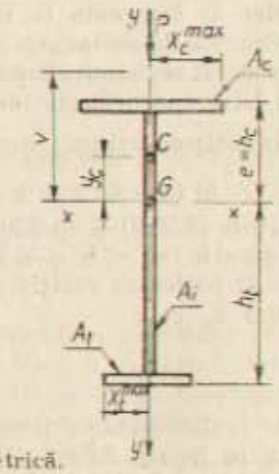



Fig. 8.80. Secțiune dublu T monosimetrică.



ține seama de modul în care se realizează rezemările grinzii, de poziția forțelor exterioare în raport cu axa neutră și se mai poate scrie :

$$\sigma_{cr,M} = \frac{\xi \cdot P_{Ey} \cdot e}{I_x} \left[ \sqrt{\left(\frac{5v}{\varkappa} + \frac{r_x}{3} - y_c\right)^2 + c^2} - \left(\frac{5v}{\varkappa} + \frac{r_x}{3} - y_c\right) \right] =$$

$$= \frac{\xi P_{Ey} \cdot e}{I_x} \cdot C_1. \tag{8.225}$$

În aceste relații :

$$P_{Ey} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_y}{(\mu l)^2}; \tag{8.226}$$

$e$ — distanța de la axa grinzii la fibra cu efort maxim de compresiune ;

$y_C$ — notat cu $a$, respectiv $b$ la § 8.2.3.2 și $a_y$ la § 8.3.3 — distanța de la centrul de greutate la centrul de răsucire (vezi tab. 8.1) ;

$v$ — distanța de la punctul de aplicare al forței la axa barei și care se ia cu semnul (+) dacă este deasupra axei și cu semnul (−) dacă este sub axă ;

$r_x = \frac{1}{I_x} \int_A (x^2 + y^2) \cdot y \cdot dA$ (valorile $r_x$ pentru diferite secțiuni sînt date în tabelul 8.1, respectiv tabelul 65 din STAS 10108/0-78) ;

$$c^2 = \frac{I_\omega (\mu l)^2 / (\mu_0 l_0)^2 + 0{,}039 \cdot (\mu l)^2 \cdot I_t}{I_y}; \tag{8.227}$$

$I_x$, $I_y$, $I_t$, $I_\omega$ — momente de inerție la încovoiere, la răsucire (St. Venant), respectiv moment de inerție sectorial ;

$l$ — lungimea barei ;

$l_0$ — distanța între punctele în care este împiedicată constructiv răsucirea barei în jurul axei longitudinale ;

$\mu$ — coeficient care multiplică lungimea barei care flambează prin încovoiere (în raport cu axa de simetrie $y$ $y$), în funcție de gradul de încastrare de la capetele barei ;

$\mu_0$ — coeficient care ține seama de gradul de împiedicare a deplanării barei la extremități ;

$$\chi = \frac{\pi^2}{\mu^2}. \tag{8.228}$$

Valorile coeficienților $\mu$ și $\mu_0$ se iau :

— 1,00 pentru cazul legăturilor articulate la capete, răsturnarea (rotirea în jurul axei longitudinale) barei fiind împiedicată, dar deplanarea secțiunii fiind liberă ;

— 0,50 cînd bara este încastrată la ambele capete pentru încovoiere în raport cu axa $y-y$ și deplanarea la răsucire este împiedicată ;

— 0,70 cînd bara este încastrată în raport cu axa $y-y$ la un capăt și articulată la altul pentru încovoiere, respectiv deplanarea este împiedicată la un capăt și liberă la altul.

Pentru legături la reazeme intermediare între articulație și încastrare perfectă se pot lua valori $\mu$ și $\mu_0$ între 0,50 și 1,00. În cazurile curente din practică se admite să se adopte $\mu = \mu_0$, aproximație care simplifică relația (8.227).

În cazul unei grinzi cu două axe de simetrie $y_c = 0$ ; $r_z = 0$ și $e = h/2$, relația (8.225) devenind :

$$\sigma_{cr,M} = \frac{\xi P_{Ey} \cdot h}{2I_z}\left[\sqrt{\left(\frac{5\rho}{\varkappa}\right)^2 + c^2} - \frac{5\rho}{\varkappa}\right] = \frac{\xi \cdot P_{Ey} \cdot h}{2I_z} \cdot C_2. \qquad (8.229)$$

Dacă încărcarea acționează pe linia centrelor de greutate sau dacă bara nu este solicitată decît de momente încovoietoare, $v = 0$ și relația (8.229) se simplifică :

$$\sigma_{cr,M} = \frac{\xi P_{Ey} \cdot h}{2I_z} \cdot c = \frac{\xi P_{Ey} \cdot h}{2I_z} \cdot C_3 \; ; \; C_3 = c. \qquad (8.230)$$

Grinda încărcată la talpa inferioară reprezintă o situație mai favorabilă decît grinda încărcată la talpa superioară, rezistențele critice rezultînd de 1,2...1.4 ori mai mari.

Relațiile (8.225), (8.229) și (8.230) se pot scrie și sub forma :

$$\sigma_{cr,M} = \frac{\xi P_{Ey}}{A} \cdot D_i = \xi \cdot \sigma_{cr} \cdot D_i ; \quad (i = 1, 2, 3) \qquad (8.231)$$

unde :

$$\sigma_{cr} = \frac{P_{Ey}}{A} = \frac{\pi^2 \cdot E}{\lambda_y^2} \text{ și } D_1 = \frac{A \cdot e}{I_x} \cdot C_1 \; ; \quad D_2 = \frac{A \cdot h}{2I_x} C_2 \; ; \; D_3 = \frac{A \cdot h}{2I_x} C_3.$$

Relația (8.231) arată că există o legătură directă între rezistența critică la pierderea stabilității barei datorită momentului încovoietor și pierderea stabilității barei comprimate centric ; în ambele cazuri este vorba de rezistența critică a barei fără imperfecțiuni în domeniul elastic ($\sigma \leqslant \sigma_p$). Considerînd că efectul imperfecțiunilor este același în cazul ambelor solicitări, relația (8.231) se poate scrie :

$$\sigma_{cr\,M} = \frac{\pi^2 \cdot E}{\lambda_{tr}^2} = \xi \cdot \sigma_{cr} \cdot D = \xi \cdot \frac{\pi^2 \cdot E}{\lambda_y^2} \cdot D \qquad (8.232)$$

rezultă :

$$\lambda_{tr} = \frac{\lambda_y}{\sqrt{\xi}}\sqrt{\frac{1}{D}} = \gamma \cdot \frac{(\mu l)}{i_y\sqrt{\xi}} \; ; \; \gamma = \frac{1}{\sqrt{D}}. \qquad (8.233)$$

Cu ajutorul coeficientului de zvelțețe $\lambda_{tr}$, folosind curbele de flambaj $B$ (care corespund secțiunii dublu T) din tabelul 8.8 se determină coeficientul de instabilitate la încovoiere $\varphi_y$.

Valorile coeficientului $\gamma$ din relația (8.233) rezultă :

— pentru grinzi cu două axe de simetrie :

$$\gamma = \sqrt{\frac{0{,}32}{\sqrt{\left(0{,}506\frac{\mu}{h}\mu^2\right)^2 + 0{,}25(\mu l)^2/(\mu_z l_0)^2 + 0{,}039\mu^2\left(\frac{l}{h}\right)^2\frac{I_t}{I_y}} - 0{,}506\frac{\mu}{h}\mu^2}} \qquad (8.234)$$

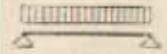
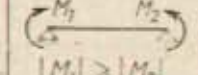
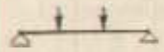
— pentru grinzi cu o axă de simetrie :

$$\gamma_1 = \sqrt{\frac{I_x}{e \cdot A\left[\sqrt{\left(0{,}506\,\sigma\mu^2 + \frac{r_z}{3} - y_c\right)^2 + e^2} - \left(0{,}506\,\sigma\mu^2 + \frac{r_z}{3} - y_c\right)\right]}} \qquad (8.235)$$



Termenii din relațiile (8.234) și (8.235) au semnificațiile prezentate anterior. Coeficienții $\xi$ se iau din tabelul 8.15, respectiv figura 8.81, iar valorile $\gamma$ pentru secțiuni dublu T cu două axe de simetrie se pot lua din tabelul 8.16.

*Tabelul 8.15*

| Schema de încărcare | $\xi$ | Schema de încărcare | $\frac{M_2}{M_1}$ | $\xi$ | $\frac{M_2}{M_1}$ | $\xi$ | $\frac{M_2}{M_1}$ | $\xi$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
|  | 1,12 |  | 1,0 | 1,000 | 0,5 | 1,300 | 0,0 | 1,750 |
| | | | 0,9 | 1,048 | 0,4 | 1,378 | −0,1 | 1,858 |
| | 1,35 | | 0,8 | 1,102 | 0,3 | 1,462 | −0,2 | 1,972 |
| | | | 0,7 | 1,162 | 0,2 | 1,552 | −0,3 | 2,092 |
|  | 1,11 | | 0,6 | 1,228 | 0,1 | 1,648 | −0,4 | 2,218 |
| | | | | | | | $\leqslant$ −0,5 | 2,300 |

Observație : Încărcările sînt considerate în axa neutră, iar coeficienții $\xi$ s-au calculat cu relația 8.223.

Condiția necesară ca o bară cu secțiunea dublu T supusă la încovoiere să nu-și piardă stabilitatea generală este ca efortul maxim de compresiune să nu depășească rezistența critică :

$$\sigma_{max} = \frac{M_x^{max}}{I_x} \cdot e \leqslant \sigma_{cr\,M}. \qquad (8.236)$$

Pentru grinda cu două axe de simetrie $e = h/2$.

Dacă similar cu verificarea barelor comprimate care-și pierd stabilitatea prin flambaj se notează :

$$\sigma_{cr\,M} = \varphi_y \cdot \sigma_c \text{ unde } \varphi_y = \frac{\sigma_{cr,M}}{\sigma_c}, \qquad (8.237)$$

relația (8.236) se poate scrie :

$$\frac{M_x^{max}}{\varphi_y \cdot I_x} \cdot e \leqslant \sigma_c \qquad (8.238)$$

care în metoda stărilor limită devine :

$$\frac{M_x^{max}}{\varphi_y I_x} \cdot e \leqslant R. \qquad (8.239)$$

În aceste relații $\varphi_y$ este coeficientul de instabilitate la încovoiere determinat după cum s-a arătat mai sus.

Dacă o bară cu secțiune dublu T este supusă la încovoiere pe două direcții, verificarea de stabilitate generală se efectuează cu relația :

$$\frac{M_x}{\varphi_y \cdot W_x^c} + \frac{M_y}{W_y^c} \leqslant 1{,}1 \; R. \qquad (8.240)$$

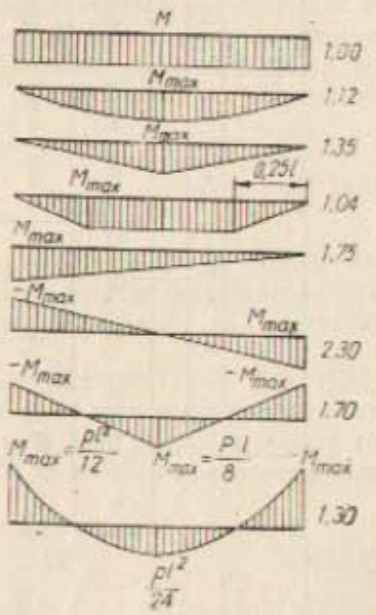



Fig. 8.81. Coeficienții $\xi$ funcție de variația momentului pe grindă.

*Tabelul 8.16*

| Încărcarea acționează la : | $\mu$ | $\left(\frac{l}{h}\right)^2 \cdot \frac{I_x}{I_y}$ egal cu : | | | | | | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | 0,65 | 0,1 | 0,5 | 1,0 | 2,0 | 3,0 | 10 | 15 | 20 | 30 | 50 | 75 | 100 | 150 | 200 | 250 | 300 |
| | | coeficientul $\gamma$ egal cu : | | | | | | | | | | | | | | | | |
| Talpa superioară | 1 | 1,018 | 1,015 | 0,993 | 0,969 | 0,926 | 0,834 | 0,739 | 0,679 | 0,635 | 0,576 | 0,506 | 0,455 | 0,422 | 0,379 | 0,351 | 0,331 | 0,316 |
| | 0,7 | 0,904 | 0,903 | 0,894 | 0,884 | 0,886 | 0,819 | 0,762 | 0,719 | 0,686 | 0,636 | 0,571 | 0,521 | 0,487 | 0,441 | 0,411 | 0,388 | 0,371 |
| | 0,5 | 0,852 | 0,851 | 0,848 | 0,843 | 0,834 | 0,811 | 0,777 | 0,750 | 0,726 | 0,688 | 0,633 | 0,587 | 0,553 | 0,507 | 0,474 | 0,450 | 0,431 |
| Axa neutră | 1 | 0,798 | 0,797 | 0,785 | 0,771 | 0,747 | 0,693 | 0,632 | 0,592 | 0,561 | 0,518 | 0,464 | 0,424 | 0,396 | 0,360 | 0,336 | 0,318 | 0,304 |
| | 0,7 | 0,799 | 0,798 | 0,793 | 0,785 | 0,772 | 0,738 | 0,694 | 0,661 | 0,634 | 0,594 | 0,540 | 0,497 | 0,467 | 0,426 | 0,398 | 0,378 | 0,362 |
| | 0,5 | 0,800 | 0,799 | 0,796 | 0,792 | 0,785 | 0,765 | 0,737 | 0,713 | 0,693 | 0,659 | 0,610 | 0,568 | 0,538 | 0,494 | 0,464 | 0,442 | 0,424 |
| Talpa inferioară | 1 | 0,626 | 0,626 | 0,620 | 0,614 | 0,603 | 0,575 | 0,541 | 0,516 | 0,496 | 0,466 | 0,427 | 0,395 | 0,372 | 0,342 | 0,321 | 0,306 | 0,293 |
| | 0,7 | 0,707 | 0,706 | 0,702 | 0,698 | 0,688 | 0,664 | 0,632 | 0,607 | 0,587 | 0,555 | 0,510 | 0,473 | 0,447 | 0,411 | 0,386 | 0,367 | 0,353 |
| | 0,5 | 0,751 | 0,750 | 0,748 | 0,745 | 0,739 | 0,722 | 0,698 | 0,678 | 0,660 | 0,631 | 0,588 | 0,550 | 0,522 | 0,483 | 0,455 | 0,433 | 0,416 |

Observații: Pentru calculul coeficienților $\gamma$ s-a admis $\mu = \mu_1$ și $l = l_0$.

Dacă talpa cea mai dezvoltată (fig. 8.80) este comprimată, apare obligatorie și o verificare de rezistență la talpa întinsă

$$\frac{M_x}{W_x^t} + \frac{M_y}{W_y^t} \leqslant 1{,}1\ R. \tag{8.241}$$

În relațiile (8.240) și (8.241) $W_x^c = \frac{I_x}{h_c} = \frac{I_x}{c}$; $W_x^t = \frac{I_x}{h_t}$; $W_y^c = \frac{I_y}{x_c^{max}}$ $W_y^t = \frac{I_y}{x_t^{max}}$ (vezi fig. 8.80). $M_x$ este momentul maxim de pe bară, iar $M_y$ momentul maxim de pe bară cînd este în aceeași secțiune cu $M_x$ sau este în treimea mijlocie a barei; cînd $M_y$ are valoarea maximă în afara treimii mijlocii, se ia momentul din treimea mijlocie, dar nu mai puțin de 0,5 $M_y^{max}$.

Este recomandabil — pe cît este posibil — ca fenomenul de pierdere a stabilității generale să fie evitat prin prevederea unor legături corespunzătoare care să asigure elementul împotriva deplasării laterale și a răsucirii. Astfel de legături pentru a fi eficiente și a constitui reazeme corespunzătoare trebuie să fie prevăzute la talpa comprimată și să fie capabile să preia un efort lateral $H = 0{,}02\ A_c \cdot R$, în care $A_c$ este aria secțiunii tălpii comprimate și $R$ rezistența de calcul. Totodată grinda trebuie să fie asigurată împotriva fenomenelor de răsucire (răsturnare). Dacă distanța $l_1$ dintre legăturile laterale rămîne mai mică decît 40 $i_{yt}$ în cazul grinzilor din OL 37 și 35 $i_{yt}$ pentru grinzi din OL 44 și OL 52, verificarea la pierderea stabilității generale nu este necesară.

Pentru alte oțeluri distanța dintre legături se poate lua:

$$l_1 \leqslant 40\ i_{yt} \sqrt{\frac{240}{\sigma_c}} \simeq 40\ i_{yt} \sqrt{\frac{210}{R}} \tag{8.242}$$

în care $i_{yt}$ este raza de girație a tălpii comprimate în raport cu axa verticală ($i_{yt} = 0{,}29\ b$).

Pornind de la relația (8.220) care arată că sub aspectul calculului se poate asimila fenomenul de pierdere a stabilității generale cu flambajul lateral al tălpii comprimate, se poate efectua o verificare suficient de exactă pentru grinzile încărcate la talpa superioară dacă coeficientul $\varphi_y$ se determină pe baza coeficientului de zvelțețe a secțiunii tălpii (neglijindu-se porțiunea aferentă de inimă*). În acest caz:

$$\lambda_{1t} = \frac{l_1}{i_{yt}\sqrt{\xi}}. \tag{8.243}$$

Coeficientul $\varphi_y$ se ia din tabelul 8.8 (curbele *B*) în funcție de $\lambda_{1t}$ calculat cu relația (8.213), iar coeficientul $\xi$ din tabelul 8.15 în funcție de momentele la extremitățile distanței $l_1$. Dacă momentul maxim se găsește în intervalul dintre legături, $\xi = 1{,}00$.

Barele de secțiune închisă prevăzute cu diafragme interioare (fig. 8.82) prezintă o rigiditate mare la încovoiere laterală și la răsucire. Comportarea unei astfel de bare se apropie de comportarea unei bare dreptunghiulare cu secțiune plină. Verificarea la stabilitate generală nu este necesară dacă sînt îndeplinite condițiile:

$$\frac{l_1}{c} \leqslant \frac{14\,700}{R} \simeq \frac{17\,500}{\sigma_c};\quad \frac{h}{c} \leqslant 10. \tag{8.244}$$

* Aproximația este compensată prin neglijarea primului termen de sub radicalul relației 8.218).

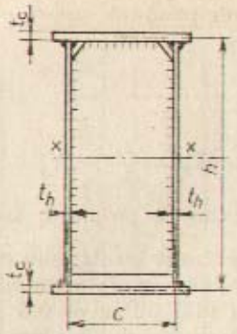



Fig. 8.82. Dimensiuni caracteristice la secțiuni închise.

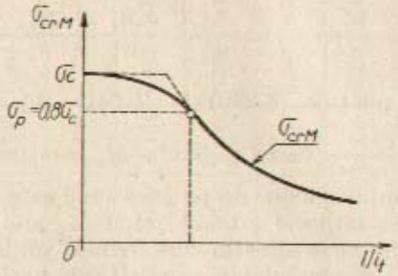



Fig. 8.83. Racordarea rezistențelor critice în domeniul elasto-plastic.

unde $R$ este rezistența de calcul a grinzii, în N/mm², iar $c$ și $h$ dimensiunile secțiunii chesonate (v. fig. 8.82).

Dacă distanța dintre legături $l_1$ este mai mare, valoarea momentului critic și a rezistenței critice se poate scrie reținînd primul termen de sub radical din relația (8.217)

$$M_{cr} = \frac{\pi}{l}\sqrt{E \cdot I_y \cdot G \cdot I_r}\ ; \tag{8.245}$$

$$\sigma_{cr,M} = \frac{M_{cr}}{W_x^c} = \frac{\pi}{l \cdot W_x^c}\sqrt{E \cdot I_y \cdot G \cdot I_r}. \tag{8.246}$$

Pentru secțiunile chesonate rigiditatea la răsucire se poate calcula cu relația lui Bredt :

$$G \cdot I_r = G\,\frac{4 \cdot A^2}{\Phi \frac{ds}{t}} = G\,\frac{2 \cdot c^2 \cdot h^2}{\frac{c}{t_r} + \frac{h}{t_s}}. \tag{8.247}$$

Egalînd rezistența critică dată de relația (8.246) cu cea a unei bare comprimate se obține :

$$\lambda_{1r} = \sqrt{\frac{5{,}1 \cdot l_1 \cdot W_x^c}{h\sqrt{I_r \cdot I_y}}}. \tag{8.248}$$

Cu această valoare $\lambda_{1r}$ din tabelele 8.8, curbele $B$, se scoate coeficientul $\varphi_y$ necesar în relațiile de verificare (8.239) sau (8.240).

Precizări suplimentare privind verificarea la stabilitate a grinzilor continue sînt date la § 10.3.

8.3.5.2. **Procedee de calcul din normele de proiectare ale altor țări.** Printre normele care țin seama de poziția forței în raport cu centrul de greutate al secțiunii sînt normele din U.R.S.S. [S.31], R.D.G. [S.33] și R.F.G. [S.19]. Relațiile de bază sînt similare cu cele din STAS 10108/0-78 (rel. 8.224...8.230), dar domeniul elastic se extinde pînă la $\sigma_p = 0{,}8\ \sigma_c$ (fig. 8.83).

În [S.19], [S.33] se admite și verificarea asimilînd pierderea stabilității grinzii cu flambajul tălpii comprimate, dar considerînd că împreună cu talpa comprimată conlucrează 1/5 din înălțimea inimii.



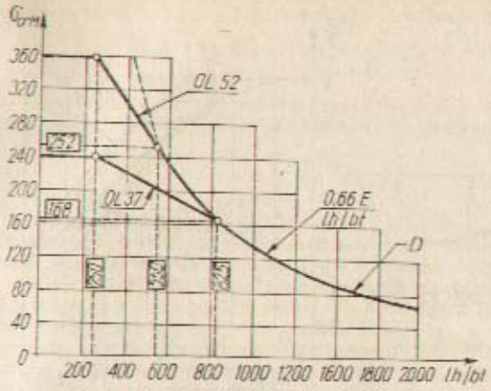



Fig. 8.84. Variația rezistențelor critice $\sigma_{crM}$ după normele olandeze.

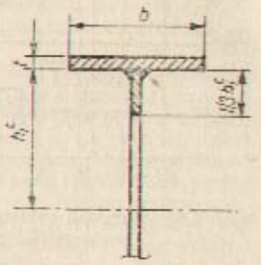



Fig. 8.85. Determinarea razei de girație la secțiuni dublu T după normele belgiene, olandeze și americane.

Alte norme cum sînt cele din Olanda [S.17], Belgia [S.16], S.U.A. [S.1] nu țin seama de poziția forței în raport cu centrul de greutate. În [S.17] pentru profile și grinzi cu inimă cu suplețe mică ($h_c/t_i \leqslant 75$ și $l/b \geqslant 1{,}25\ b/t$) se folosește relație (8.219) sub forma diagramei din figura 8.84, iar în [S.16] se aplică $\lambda_{1r} = 3{,}90\sqrt{1 \cdot h_c/b \cdot t}$ (dacă talpa comprimată nu este mai mare ca cea întinsă) cu care se intră în curba de flambaj $B$. Pentru grinzi sudate avînd inimi cu suplețe mare se folosește metoda flambajului tălpii comprimate ; în [S.16] se folosesc curbele de flambaj cu $\lambda_{1r}$ conform relației (8.243), dar considerînd că talpa conlucrează cu 1/3 din înălțimea zonei comprimate a inimii (fig. 8.85).

În tabelul 8.17 se dau valorile rezistențelor critice (fig. 8.86) folosite de [S.1]. Norma AISC din S.U.A. fiind elaborată în metoda rezistențelor admisibile, în relațiile de verificare se lucrează cu valori admisibile :

$$\sigma_{aM} = 0{,}6\ \sigma_{cr\,M}. \tag{8.249}$$

*Tabelul 8.17*

| Nr. crt. | Domeniul de valabilitate | Rezistența critică $\sigma_{crM}$ în N/mm² | Observații | |
|---|---|---|---|---|
| 1 | $\frac{l}{i_t} \leqslant \sqrt{\frac{685 \cdot 10^3 \cdot \xi}{\sigma_c}}$ | $\sigma_{crM} = \sigma_c$ | Fig. 8.86 dreapta $A$ | Valabile pentru grinzi dublu T compuse prin sudură |
| 2 | $\sqrt{\frac{685 \cdot 10^3 \cdot \xi}{\sigma_c}} \leqslant \frac{l}{i_t} \leqslant \sqrt{\frac{3427 \cdot 10^3 \cdot \xi}{\sigma_c}}$ | $\sigma_{crM} = \left[\frac{2}{1{,}8} - \frac{\sigma_c (l/i_t)^2}{6\,170 \cdot 10^3 \cdot \xi}\right] \cdot \sigma_c$ | Fig. 8.86 curba $B$ | |
| 3 | $\frac{l}{i_t} \geqslant \sqrt{\frac{3\,427 \cdot 10^3 \cdot \xi}{\sigma_c}}$ | $\sigma_{crM} = \frac{1\,904 \cdot 10^3 \cdot \xi}{(l/i_t)^2}$ | Fig. 8.86 curba $C$ | |
| 4 | $0 < \sigma \leqslant \sigma_c$ | $\sigma_{crM} = \frac{138{,}6 \cdot 10^3 \cdot \xi}{h_c/b \cdot t} \leqslant \sigma_c$ | Pentru profile laminate Fig. 8.84 Curba $D$ | |

Observații :
- coeficientul $\xi$ se ia din tabelul 8.15 ;
- $l$, $h_c$, $b$, $t$ și $i_t$ au semnificațiile din relațiile (8.219) și (8.220) în conformitate cu figura 8.77 ;
- figura 8.86 este reprezentată pentru $\xi = 1{,}0$.

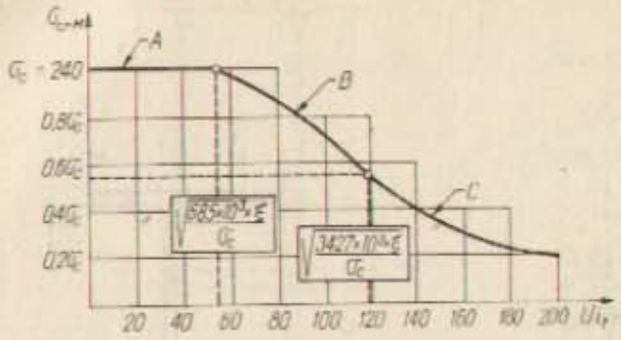



Fig. 8.86. Variația rezistențelor critice după normele AISC pentru OL 37.

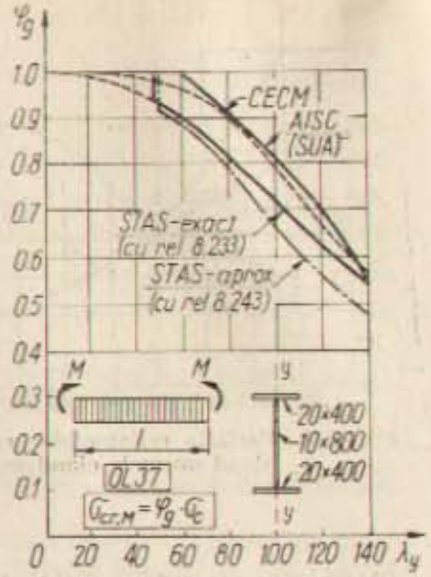



Fig. 8.87. Variația coeficientului $\varphi_g$ după diferite norme de proiectare.

În figura 8.87 sînt reprezentate rezultatele obținute prin aplicarea relațiilor de calcul din diferite norme.

O reprezentare a rezistențelor critice printr-o singură relație, în tot domeniul parametric, este propusă în *recomandările CECM* [8]. Calculul se bazează pe un coeficient de zvelțete transformat, care este de fapt o zvelțete de încovoiere-răsucire, cuprinzînd parametrii care determină acest fenomen. Acest procedeu de calcul, elaborat în R.F.G., este preluat și în proiectul de normă DIN 18800 [S.21].

Prin analogie, dacă la barele comprimate care-și pierd stabilitatea prin încovoiere-răsucire se poate scrie:

$$\frac{\sigma_{cr,tr}}{\sigma_c} = \frac{\pi^2 \cdot E}{\sigma_c} \cdot \frac{1}{\lambda^2_{tr}} \tag{8.250}$$

la barele încovoiate care-și pierd stabilitatea generală:

$$\frac{\sigma_{cr\,M}}{\sigma_c} = \frac{M_{cr}}{M_{pl}} = \frac{\pi^2 \cdot E}{\sigma_c} \cdot \frac{1}{\lambda^2_{tr}}. \tag{8.251}$$

Ecuația (8.250) se poate scrie sub forma adimensională:

$$\bar{N} = \bar{\varphi} = \frac{1}{\bar{\lambda}^2_{tr}}; \quad \bar{\lambda}_{tr} = \sqrt{\frac{1}{\bar{N}}} = \sqrt{\frac{1}{\bar{\varphi}}}, \tag{8.252}$$

în care $\bar{\lambda}_{tr}$ este zvelțeța unei „bare transformate"; o formă analoagă a relației dă și coeficientul de zvelțete transformat pentru încovoiere:

$$\bar{\lambda}_{tr} = \sqrt{\frac{M_{pl}}{M_{cr}}}, \tag{8.253}$$

unde $M_{pl} = W_{pl}\sigma_c = k \cdot W_x \cdot \sigma_c$, iar $M_{cr} = \sigma_{cr\,M} \cdot W_x$ este momentul critic determinat prin relațiile de bifurcare a echilibrului pentru bara ideală elastică, respectiv relațiile (8.225), (8.229) și (8.230), care țin seama de încărcări, condiții de rezemare etc.

În recomandările CECM valoarea $\bar{\lambda}$ este dată sub forma:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{k \cdot \sigma_c}{\sigma_{cr\,M}}}; \quad \sigma_{cr\,M} = \frac{M_{cr}}{W_x}. \tag{8.254}$$



Valoarea coeficientului de adaptare plastică pentru secțiuni dublu T se poate lua cu suficientă aproximație $k = 1{,}12 \ldots 1{,}14$, iar relația care leagă momentul critic de momentul plastic este:

$$M_{cr} = W_x \sigma_{cr\,M}; \quad \delta_r \cdot M_{pl} = \delta_r \cdot k \cdot W_x \cdot \sigma_c; \tag{8.255}$$

$$\sigma_{cr\,M} = \delta_r \cdot k \cdot \sigma_c. \tag{8.256}$$

Relația care definește valoarea coeficientului $\delta_r$, obținută pe baza analizei unor rezultate ale încercărilor efectuate pe grinzi dublu T, cu două axe de simetrie, este:

$$\delta_r = \left(\frac{1}{1 + \lambda^{2n}}\right)^{\frac{1}{n}}; \quad \delta_r = \varphi_g. \tag{8.257}$$

Coeficientul propus de CECM este $n = 2{,}5$ și curba coeficienților $\delta_r$ este arătată în figura 8.88. Există unele puncte de vedere care susțin că valoarea $n = 2{,}5$ este aplicabilă profilelor, iar în cazul grinzilor sudate cu inimi suple ar trebui aplicat un coeficient $n = 1{,}5$ (vezi fig. 8.88)*.

O metodă de calcul bazată pe considerarea imperfecțiunilor geometrice și a imperfecțiunilor structurale nu a fost pînă în prezent elaborată pînă la o detaliere suficientă aplicării ei în proiectare. Referitor la influența tensiunilor remanente, se constată că eforturile unitare în faza nedeformată, la atingerea bifurcării, au forma din figura 8.89 (influența inimii a fost neglijată). După bifurcare și deformarea grinzii (fig. 8.90) se consideră că fenomenul de instabilitate constă dintr-o deplasare laterală și o răsucire cu deplanare împiedicată corespunzătoare unui moment $M_x$, respectiv bimoment $B$ care produc eforturi unitare ca în figura 8.90, *b*; se neglijează efectul răsucirii cu deplanare liberă corespunzător termenului $G \cdot I_t$ din formula generală. Din suprapunerea stării de eforturi din figura 8.90, *b* cu starea de eforturi corespunzătoare bifurcării echilibrului (fig. 8.89, *c*) se poate stabili o metodă de analiză a stabilității grinzii, bazată pe luarea în considerare a imperfecțiunilor structurale. Se constată că în faza finală de cedare, în tălpile elementului se dezvoltă deformații plastice importante.

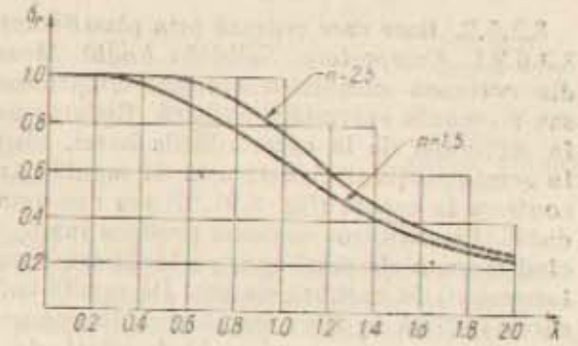



Fig. 8.88. Variația coeficienților $\delta_r$ după recomandările CECM.

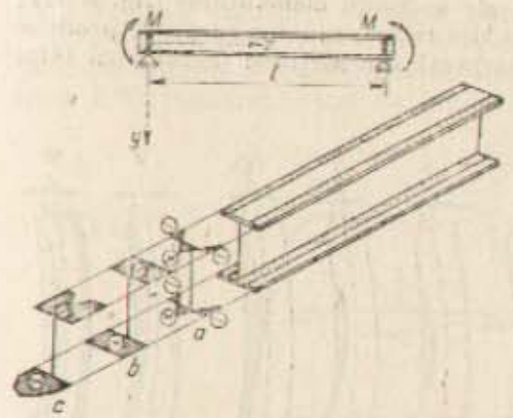



Fig. 8.89. Eforturi unitare pe o grindă dublu T la atingerea bifurcării echilibrului:
*a* — tensiuni remanente; *b* — eforturi unitare datorate încovoierii; *c* — eforturi suprapuse.

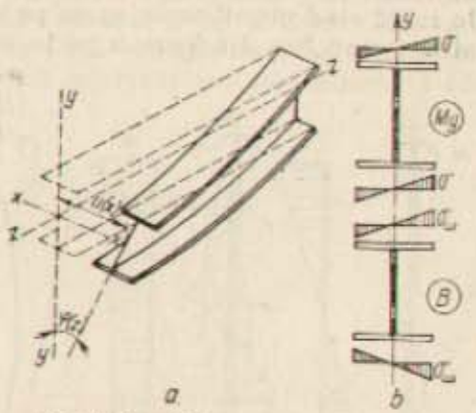



Fig. 8.90. Deformarea unei grinzi după pierderea stabilității *(a)* și eforturi unitare *σ* datorate deformării *(b)*.

* Alte norme iau $n = 2$ pentru profile și $n = 1{,}5$ pentru grinzi sudate [S 50].

8.3.6.1. **Generalităţi.** Elementele construcţiilor metalice solicitate axial prezintă anumite excentricităţi, conducînd la apariţia unor momente încovoietoare ; aşa cum s-a arătat la punctul 8.3.2 flambajul barelor comprimate centric este în prezent tratat ca o problemă de rezistenţă de ordinul al II-lea în care cedarea secţiunii centrale se produce prin compresiune excentrică. În consecinţă, comportarea barelor comprimate şi încovoiate apare ca un caz general de comportare a barelor metalice, deosebindu-se de comportarea barelor comprimate centric prin faptul că excentricităţile sînt mai mari sau prin faptul că încovoierea poate fi produsă şi de acţiunea unor momente încovoietoare sau a unor forţe transversale care acţionează asupra barei. Una din limitele de comportare a barelor comprimate şi încovoiate o reprezintă bara comprimată centric ($M = 0$), iar cealaltă limită o reprezintă bara încovoiată ($N = 0$), la care de asemenea apar fenomene de pierdere a stabilităţii.

Cedarea barelor comprimate şi încovoiate se produce fie prin plastificarea secţiunilor celor mai solicitate-datorate în special solicitării de încovoiere, fie prin pierderea stabilităţii prin încovoiere-răsucire în funcţie de raportul dintre cele două solicitări (moment şi forţă), de forma secţiunii barei, de legăturile de la capete, sau de pe lungimea barei etc. Fenomenele pot fi iniţiate în domeniul elastic sau elasto-plastic ; în stadiul final de cedare deformaţiile barei au un pronunţat caracter plastic.

8.3.6.2. **Bare care cedează prin plastificarea secţiunilor celor mai solicitate.** 8.3.6.2.1. *Comportare. Solicitări limită.* Momentul încovoietor poate proveni din acţiunea excentrică a forţei longitudinale sau din acţiunea unor forţe sau momente exercitate pe bară. Cedarea se poate produce prin plastificarea în secţiunile de la extremităţile barei, atunci cînd solicitarea este maximă în aceste secţiuni. Acesta este de regulă cazul barelor cu momente de semne contrare la capete (fig. 8.91, *a*) sau aşa-numitul caz al încovoierii în curbură dublă. Plastificarea se poate produce într-o secţiune centrală în special atunci cînd momentele mari apar pe lungimea barei (fig. 8.91, *b*), respectiv în cazul încovoierii în curbură simplă. De regulă cedarea se produce după ce plastificarea iniţială în fibra cu efortul de compresiune maxim pătrunde suficient de adînc pe una sau pe ambele părţi ale secţiunii elementului (fig. 8.92) ; în cazul cînd plastificarea apare pe una din laturi, cedarea se poate produce atunci cînd iese din lucru o parte importantă din secţiune (cazul unei tălpi

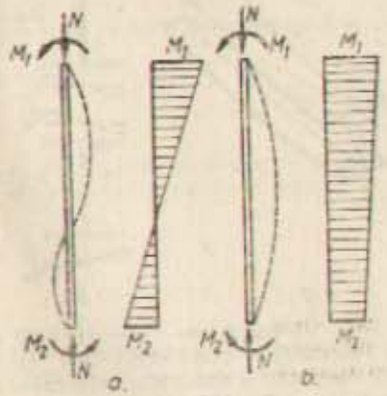



Fig. 8.91. Compresiune cu încovoiere în curbură dublă *(a)* şi simplă *(b)*.

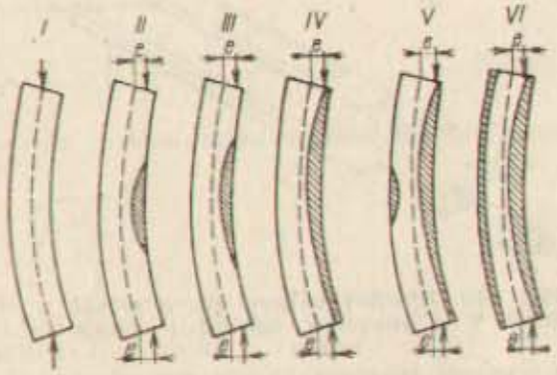



Fig. 8.92. Dezvoltarea (I ... VI) plastificării secţiunii centrale la o bară comprimată excentric.



dintr-o bară cu secţiunea dublu T cu excentricitate în planul inimii (fig. 8.93). În cazul cînd plastificarea scoate din lucru o zonă mai redusă din secţiune (fig. 8.94), capacitatea portantă este mai mare, datorită rezervelor plastice care permit pătrunderea plastificării şi în restul secţiunii. Existenţa tensiunilor remanente modifică într-o anumită măsură comportarea barei.

Cedarea prin plastificarea unei secţiuni centrale se produce în următoarele cazuri ;

— cînd bara este încovoiată în planul de rigiditate minimă (de exemplu într-un plan paralel cu tălpile unui profil dublu T) ;

— cînd momentul — indiferent de valoarea lui — acţionează în planul de rigiditate maximă, dar bara are legături laterale care împiedică deplasarea perpendicular pe planul de încovoiere, sau răsucirea acesteia ;

— cînd bara este încovoiată puternic în planul de rigiditate maximă, dar are o formă care prezintă o rigiditate mare la răsucire, cum este cazul secţiunilor închise, prevăzute cu diafragme interioare care asigură indeformabilitatea secţiunii.

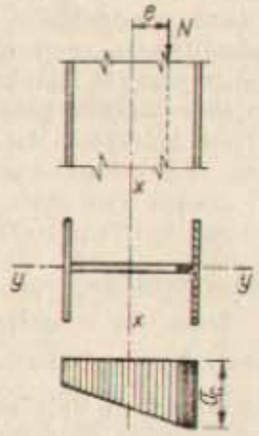



Fig. 8.93. Plastificarea secţiunilor dublu T cu excentricitatea în planul inimii.

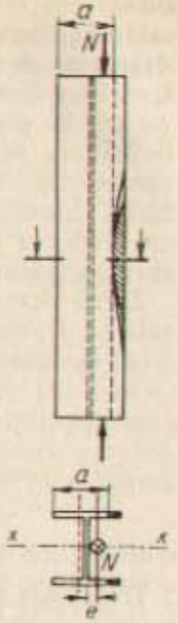



Fig. 8.94. Plastificarea secţiunii dublu T cu excentricitatea în planul normal planului inimii.

O bară solicitată de un moment cu valoare redusă în planul de rigiditate maximă (la un element dublu T, planul inimii) poate flamba prin încovoiere în planul de rigiditate minimă, sub acţiunea forţei axiale predominante.

Corelaţia dintre efectul forţei $N$ aplicată excentric şi cel al încovoierii care produce cedarea prin plastificarea unei secţiuni centrale este arătată în figura 8.95. Cedarea barei se produce cînd secţiunea cea mai solicitată (de

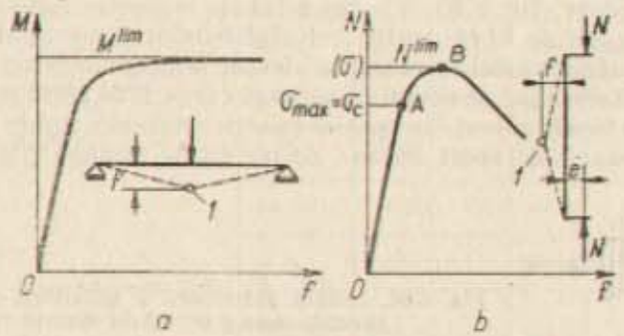



Fig. 8.95. Diagrame de încărcare-deformaţie (săgeată) :
a — bară încovoiată ; b — bară comprimată centric ;
1 — secţiune plastificată.

obicei cea centrală) este plastificată, și cînd în apropierea acestui fenomen se înregistrează o creștere rapidă a săgeții și a deformațiilor plastice. Spre deosebire de bara încovoiată, la care momentul se păstrează constant sub încărcare constantă (dacă prin legături corespunzătoare au fost evitate fenomenele de pierdere a stabilității prin încovoiere-răsucire) și la care în stadiul de cedare sub moment constant deformațiile continuă să crească, la bara comprimată excentric odată cu creșterea deformațiilor are loc o scădere a forței suportate de bară, conducînd la cedarea acesteia (fig. 8.95). Și în acest caz cedarea prin plastificarea secțiunii centrale are loc dacă prin legături corespunzătoare este împiedicat flambajul prin încovoiere-răsucire.

După dezvoltarea deformațiilor plastice în secțiunea de solicitare maximă, relația dintre solicitare și deformația transversală se poate exprima prin :

— la încovoiere :

$$\frac{dM}{df} \geqslant 0 ; \tag{8.258}$$

— la compresiune excentrică :

$$\frac{dN}{df} < 0. \tag{8.259}$$

O metodă care permite să se determine starea de eforturi în secțiunea centrală a unui element solicitat de o forță axială $N$ și un moment constant $M = N \cdot e$, incluzînd și efectul curburii inițiale a barei se poate baza pe relațiile (8.106), (8.108). Deoarece momentul poate fi produs și de alte încărcări decît forța $N$ se admite să se exprime momentul în secțiune prin relația :

$$M = M_0 + N\delta_M, \tag{8.260}$$

în care :

$$\delta_M = \delta_0 \frac{1}{1 - N/P_E} ; \quad P_E = \frac{\pi^2 \cdot E}{\lambda^2} \cdot A ;$$

$M_0$ este momentul la mijlocul deschiderii datorită momentelor la extremități și încărcărilor pe lungimea barei, $P_E$ — forța critică elastică pentru flambaj în planul de acțiune al momentului, iar $\delta_0$ — săgeata dată de toate solicitările care acționează asupra barei, inclusiv efectul imperfecțiunilor geometrice (curbura inițială a barei).

În ipoteza materialului elasto-plastic ideal, se poate pune condiția curgerii de fibră ($\sigma = \sigma_{max} = \sigma_c$), care poate fi considerată ca o limită inferioară a solicitării de cedare (fig. 8.95, *b* — punctul *A*, respectiv figura 8.96, *a*).

Criteriul curgerii de fibră pentru calculul barelor comprimate și încovoiate prezintă unele inconveniente deoarece efectul tensiunilor remanente nu poate fi luat în considerare iar proiectarea pe baza curgerii de fibră poate să fie prea acoperitoare în unele cazuri, în special pentru secțiunile dublu T cu momente încovoietoare mari în raport cu axa de rigiditate minimă (fig. 8.94).

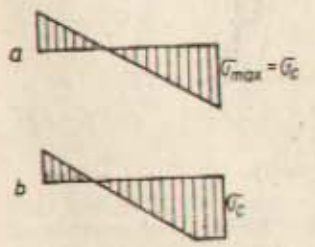



**Fig. 8.96. Limita inferioară a solicitării de cedare (a) și plastificarea parțială în stadiul final (b).**



8.3.6.2.2. *Metode de calcul folosite în practică.* Capacitatea portantă a barelor supuse la încovoiere cu compresiune este exprimată prin formula de interacțiune în funcție de rapoartele $N/N_{lim}$ și $M/M_{lim}$, de tipul :

$$\frac{N}{N_{lim}} + \frac{M}{M_{lim}\left[1 - \frac{N}{P_E}\right]} \leqslant 1{,}0, \tag{8.261}$$

în care : $N$ este efortul axial efectiv în bară ;

$N_{lim}$ — forța critică la care se produce flambajul în planul de acțiune al momentului ($N_{lim} = \varphi_x \cdot A \cdot \sigma_c$) ;

$M$ — momentul încovoietor maxim ;

$M_{lim}$ — momentul încovoietor limită care produce cedarea barei în cazul cînd bara nu este supusă decît la încovoiere, bara fiind asigurată împotriva pierderii stabilității prin încovoiere-răsucire ; ($M_{lim} = W_x^c \sigma_c$ — la fibra comprimată sau $M_{lim} = W_p^c \sigma_c = W_x^c \cdot k \cdot \sigma_c$ dacă se ține seama și de rezerva plastică a secțiunii).

Pentru relația 8.261 s-a considerat bara articulată la cele două extremități fiind supusă la o forță axială ($N$) și la momente egale la capete producînd o încovoiere în curbură simplă (fig. 8.91, *b* unde $M_1 = M_2 = M_0$).

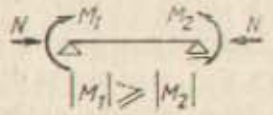
Relația (8.261) este valabilă și cînd momentul încovoietor provine dintr-o forță excentrică, adică $M_0 = N \cdot e$ ($e$ = constant).

Cînd elementul este supus la momente inegale la extremități (v. fig. 8.91) sau la forțe transversale pe lungimea barei care acționează în planul de încovoiere, se poate utiliza relația (8.261), dar folosind un coeficient de reducere $c$ corespunzător :

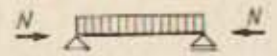
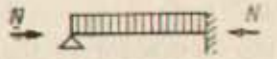
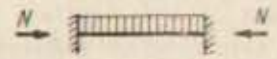
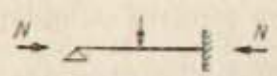
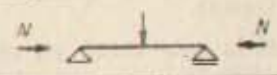
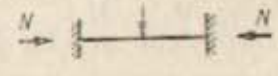
$$\frac{N}{N_{lim}} + \frac{c \cdot M_0}{M_{lim}\left[1 - \frac{N}{P_E}\right]} \leqslant 1{,}0. \tag{8.262}$$

În tabelul 8.18 sînt date valorile coeficienților $c$ folosite în STAS 10108/0-78, precum și în normele din alte țări (de exemplu Belgia).

*Tabelul 8.18*

| Schema de încărcare | Coeficienții $c_x$ și $c_y$ pentru $M_2/M_1$ | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
|   $\lvert M_1 \rvert \geqslant \lvert M_2 \rvert$ | $M_2/M_1$ | 1,00 | 0,90 | 0,80 | 0,70 | 0,60 | 0,50 |
| | $c_x$, $c_y$ | 1,000 | 0,950 | 0,901 | 0,853 | 0,805 | 0,758 |
| | $M_2/M_1$ | 0,40 | 0,30 | 0,20 | 0,10 | 0,00 | −0,10 |
| | $c_x$, $c_y$ | 0,713 | 0,669 | 0,626 | 0,586 | 0,548 | 0,513 |
| | $M_2/M_1$ | −0,20 | −0,30 | −0,40 | −0,50 | −0,60 | −0,70 |
| | $c_x$ $c_y$ | 0,482 | 0,445 | 0,434 | 0,418 | 0,410 | 0,409 |
| $c_x$, $c_y$ = $= \sqrt{0{,}3\left(1 + \frac{M_2^2}{M_1^2}\right) + 0{,}4\frac{M_2}{M_1}} \leqslant 1{,}0$ | $M_2/M_1$ | −0,80 | −0,90 | −1,00 | | | |
| | $c_x$, $c_y$ | 0,415 | 0,428 | 0,447 | | | |

*Tabelul 8.18 (continuare*

| Schema de încărcare | Coeficienții $c_z$ și $c_y$ | |
|---|---|---|
|  | $c_z$, $c_y$ | 1,0 |
|  | $c_z$, $c_y$ | $1 - 0{,}3\frac{\sigma}{\sigma_E}$ |
|  | $c_z$, $c_y$ | $1 - 0{,}4\frac{\sigma}{\sigma_E}$ |
|  | $c_z$, $c_y$ | $1 - 0{,}2\frac{\sigma}{\sigma_E}$ |
|  | $c_z$, $c_y$ | $1 - 0{,}4\frac{\sigma}{\sigma_E}$ |
|  | $c_z$, $c_y$ | $1 - 0{,}6\frac{\sigma}{\sigma_E}$ |

Observație: în prezentul tabel raportul $\frac{\sigma}{\sigma_E} = \frac{N}{P_E}$ se calculează considerînd $\sigma = \frac{N}{A}$ și $\sigma_E = \frac{\pi^2 E}{\lambda^2}$.

În alte norme (CECM, AISC) pentru cazul barei solicitată de momente la extremități se folosește relația :

$$c = 0{,}6 + 0{,}4\frac{M_2}{M_1} \geqslant 0{,}4. \qquad (8.263)$$

În figura 8.97 [67] se dau comparativ valorile $c$ pentru bara cu momente la extremități ; ultima relație conduce la rezultate mai raționale în special în zona $\frac{M_2}{M_1} \leqslant -0{,}6$ unde valorile $c$ păstrează valori constante (prin limitarea relației 8.263), în timp ce la relația din tabelul 8.18 ele suferă o ușoară creștere.

În figura 8.98 [121] sînt prezentate curbele de interacțiune pentru o bară cu secțiunea dublu T laminată W 8 × 31 fabricată în S.U.A. și realizată dintr-un oțel cu $\sigma_c \simeq 230$ N/mm² ; pentru alte oțeluri se pot folosi aceleași curbe dacă se corectează valoarea $\lambda \left(\lambda_{corr} = \lambda\sqrt{\frac{\sigma_c}{230}}\right)$. Corectitudinea acestor curbe a fost verificată prin diferite cercetări experimentale.

8.3.6.3. **Bare care își pierd stabilitatea prin încovoiere-răsucire.** 8.3.6.3.1. *Comportare. Solicitări limită.* Barele cu secțiune dublu T sau cu alte tipuri de secțiuni, care sînt comprimate și încovoiate în planul de rigiditate maximă, dar nu sînt legate (rezemate) lateral, își pierd stabilitatea de regulă prin încovoiere-răsucire. Excepțiile au fost arătate la § 8.3.6.2.1. Așa cum s-a arătat



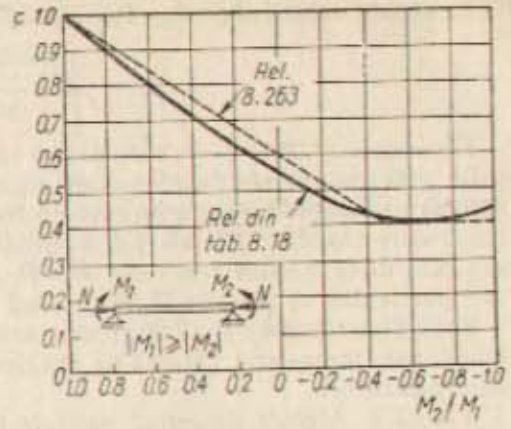



Fig. 8.97. Variația coeficientului $c$ pentru o bară cu momente la extremități.

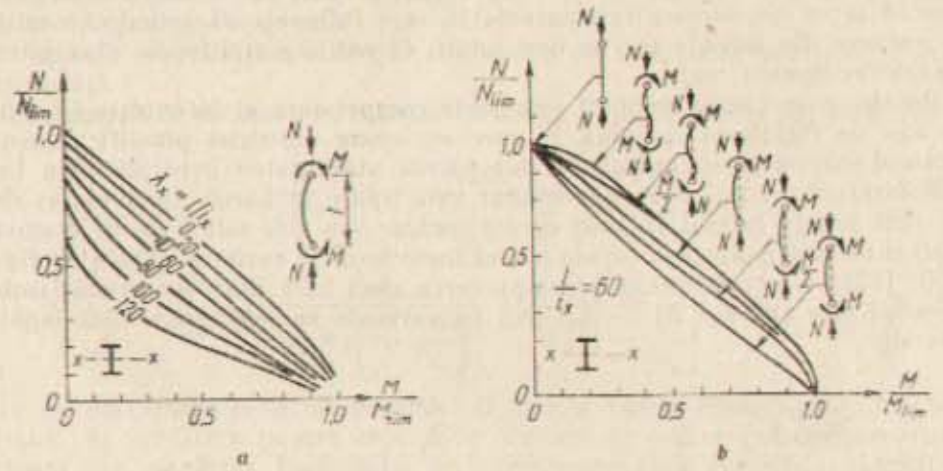



Fig. 8.98. Curbe de interacțiune pentru diferite zvelteți (*a*), respectiv variații de momente (*b*) la o bară comprimată și încovoiată.

la § 8.3.3 și 8.3.5 acest mod de pierdere a stabilității este întîlnit atît la barele încovoiate, cît și la unele bare comprimate (v. fig. 8.61, 8.62, 8.76, 8.89 și 8.90).

La toate elementele care pot flamba prin încovoiere-răsucire trebuie să se ia măsuri corespunzătoare — care se reflectă și în modul de calcul — ca pe reazeme să nu fie posibilă rotirea (răsucirea) secțiunilor, realizîndu-se o sprijinire laterală care să asigure elementul, asemănătoare celei din figura 8.76.

Flambajul prin încovoiere-răsucire al unei bare cu secțiune uniformă, cu o axă de simetrie ($y - y$), solicitată de o forță axială care acționează excentric cu excentricitatea constantă $e_z$ pe toată lungimea (solicitarea fiind în domeniul elastic), poate fi exprimat în următoarea relație

$$(P_z - P)(P_y - P)[i_\omega^2(P_\omega - P) - 2\beta_z e_z P] - (a_z - e_z)^2 P^2 (P_y - P) = 0. \qquad (8.264)$$

Dacă bara are două axe de simetrie (deci și $a_z = 0$) formula (8.264) devine :

$$(P_z - P)(P_y - P)[i_\omega^2(P_\omega - P) - 2\beta_z e_z P] + e_z^2 P^2 (P_y - P) = 0. \qquad (8.265)$$

În aceste relații $P_x$, $P_y$, $P_\omega$, $a_x$, $i_y^m$ și $i_\omega$ sînt conform § 8.3.3, iar

$$\beta_x = \frac{\int_A y(x^2 + y^2)\mathrm{d}A}{2I_y} - a_x.$$

Formulele (8.264) și (8.265) dau o soluție $P = P_y$ care corespunde flambajului prin încovoiere în planul de rigiditate minimă și două soluții $P_1$ și $P_2$ din care valoarea minimă reprezintă forța critică care apare la flambajul prin încovoiere-răsucire. Flambajul se produce la un efort axial egal cu valoarea cea mai mică a celor trei forțe $P_y$, $P_1$ sau $P_2$. Formula (8.169) reprezintă un caz particular al relației (8.264), cînd forța este centrică ($e_x = 0$).

Formulele (8.264) și (8.265) sînt stabilite pentru excentricități constante. Dacă însă, momentul variază pe lungimea barei se introduc factori de corecție corespunzători.

8.3.6.3.2. *Metode de calcul aplicate în practică.* Date fiind dificultățile de interpretare a fenomenului și de determinare și rezolvare a unor relații exacte care să ia în considerare toți parametrii care influențează solicitarea critică, în normele din diferite țări se dau relații de calcul simplificate, care aproximează fenomenul real.

Barele cu secțiunea dublu T supuse la compresiune și încovoiere în raport cu axa de rigiditate maximă la care nu apare anticipat plastificarea unei secțiuni extreme sau centrale își pot pierde stabilitatea generală prin încovoiere-răsucire (similar cu fenomenul care apare la barele încovoiate) dacă nu sînt legate lateral în mod corespunzător sau sînt solicitate de momente mari și de sens contrar la capete (cazul încovoierii în curbură dublă). În figura 8.99 [121] este reprezentată comportarea unei bare dintr-un profil laminat cu aripi late (W 8 × 31 — S.U.A.) în varianta cu legături și fără legături laterale.

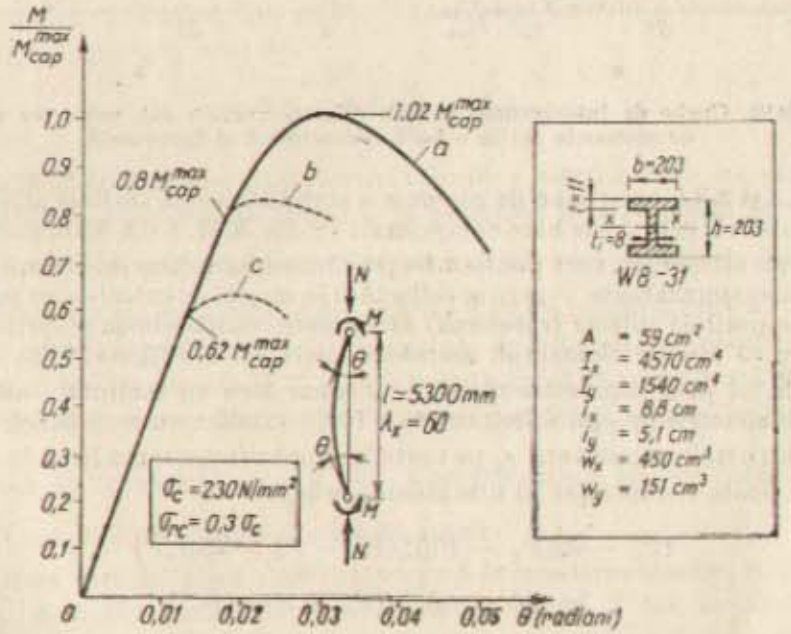



Fig. 8.99. Diagrama $M$—$\theta$ la o bară dublu T cu tălpi late :
a — bară scurtă (fără pierderea stabilității) ; b — bară sprijinită lateral (flambaj prin încovoiere față de axa $x$-$x$) ; c — bară nesprijinită lateral (flambaj prin încovoiere-răsucire).



Pentru acest tip de bare, încercările experimentale corelate cu studii teoretice au arătat că se poate extinde relația (8.262) sub forma :

$$\frac{N}{N_{lim}} + \frac{c_x \cdot M_x}{M_{lim}^x \left[1 - \frac{N}{P_{E_x}}\right]} \leqslant 1{,}0. \tag{8.266}$$

în care în afară de notațiile arătate anterior, $N_{lim} = \varphi_y \cdot A \cdot \sigma_c$, iar $M_{lim}^x$ este momentul care produce cedarea barei și care în particular poate fi momentul critic $M_{cr} = \varphi_y \cdot W_x \cdot \sigma_c$ (vezi notațiile de la § 8.3.5).

În cazul încovoierii biaxiale relația (8.266) devine :

$$\frac{N}{N_{lim}} + \frac{c_x \cdot M_x}{M_{lim}^x \left[1 - \frac{N}{P_{E_x}}\right]} + \frac{c_y \cdot M_y}{M_{lim}^y \left[1 - \frac{N}{P_{E_y}}\right]} \leqslant 1{,}0 \tag{8.267}$$

cu observația că $M_{lim}^x = W_y \cdot \sigma_c$, respectiv $W_{pp} \cdot \sigma_c$ corespunde considerării plastificării secțiunii, în timp ce $M_{lim}^x = \varphi_y \cdot W_x \cdot \sigma_c$ conține efectul pierderii stabilității generale a grinzii.

În ambele cazuri sînt necesare și verificările (de rezistență) secțiunilor de la extremități.

Cu observațiile de mai sus, relațiile (8.266) și (8.267) se mai pot scrie și sub forma :

$$\frac{N}{\varphi_y \cdot A} + \frac{c_x M_x}{\varphi_y \cdot W_x \left(1 - \frac{N}{P_{E_x}}\right)} \leqslant \sigma_c \tag{8.268}$$

$$\frac{N}{\varphi_y \cdot A} + \frac{c_x M_x}{\varphi_y \cdot W_x \left(1 - \frac{N}{P_{E_x}}\right)} + \frac{c_y \cdot M_y}{W_y \left(1 - \frac{N}{P_{E_y}}\right)} \leqslant \sigma_c \tag{8.269}$$

*În STAS 10108/0-78*, ca de altfel și în alte norme (Belgia, S.U.A. etc.), relațiile de verificare pentru cele două moduri de cedare (plastificarea unei secțiuni sau pierderea stabilității prin încovoiere-răsucire) sînt concentrate într-o singură formulă :

— compresiune cu încovoiere față de axa de rigiditate maximă,

$$\frac{N}{\varphi_{min} A} + \frac{c_x M_x}{\varphi_x W_x \left(1 - \frac{\sigma}{\sigma_{E_x}}\right)} \leqslant R ; \tag{8.270}$$

— compresiune cu încovoiere biaxială,

$$\frac{N}{\varphi_{min} A} + \frac{c_x M_x}{\varphi_y \cdot W_x \left(1 - \frac{\sigma}{\sigma_{E_x}}\right)} + \frac{c_y M_y}{W_y \left(1 - \frac{\sigma}{\sigma_{E_y}}\right)} \leqslant m \cdot R. \tag{8.271}$$

în care : $m = 1{,}1$* este un coeficient al condițiilor de lucru, $\varphi_{min}$ — minimul dintre $\varphi_x$, $\varphi_y$ sau $\varphi_{cr}$, $\sigma = N/A$, $\sigma_{E_x} = \pi^2 \cdot E/\lambda_x^2$, $\sigma_{E_y} = \pi^2 \cdot E/\lambda_y^2$, iar $\varphi_y$ — coeficientul de instabilitate la încovoiere, dedus conform § 8.3.5 (vezi relația 8.233) ; pentru calculul coeficientului $\varphi_y$ se poate folosi și metoda aproximativă care asimilează pierderea stabilității generale cu flambajul tălpii comprimate (vezi relația 8.243). În toate cazurile, coeficientul $\xi$ care ține

* — în normele din Belgia și S.U.A., $m = 1{,}0$ ;

seama de variația momentelor pe bară se ia $\xi = 1{,}0$ — deoarece variația momentului a fost luată în considerare prin coeficienții $c_x^*$ și $c_y^*$ (vezi tabelul 8.18); $M_x$ și $M_y$ sînt momentele maxime pe bară.

La barele la care forța axială este mică în raport cu momentele încovoietoare ($N/\varphi \cdot A \leqslant 0{,}15\,R$ rezultată din relația (8.36)) verificarea se poate face cu relațiile (cu notații ca în relația 8.240):

$$\frac{N}{\varphi_{min} A} + \frac{M_x}{\varphi_y \cdot W_x} \leqslant R \tag{8.272}$$

$$\frac{N}{\varphi_{min} A} + \frac{M_x}{\varphi_y \cdot W_x} + \frac{M_y}{W_y} \leqslant 1{,}1\ R. \tag{8.273}$$

Verificarea de rezistență este efectuată punînd condiția plastificării de fibră:

$$\sigma = \frac{N}{A} + \frac{M_x}{W_x} \leqslant R\,;\ \sigma = \frac{N}{A} + \frac{M_x}{W_x} + \frac{M_y}{W_y} \leqslant 1{,}1\ R. \tag{8.274}$$

Atît la secțiunile simetrice, cît și la cele nesimetrice, verificările de stabilitate și rezistență se efectuează corespunzător fibrei cu efortul de compresiune maxim.

Prevederile *normelor de proiectare din alte țări*, cum sînt cele din R. S. Cehoslovacă, R. P. Ungară, S.U.A., Belgia, Olanda, Franța, Anglia etc., cuprind în principiu prevederi similare cu cele din STAS 10108/0-78, folosind formule de interacțiune cu doi sau trei termeni.

*Normele sovietice* [S.31] cuprind ambele verificări corespunzînd celor două moduri de cedare ale elementului: se folosesc formule cu un singur termen, care includ ca parametri variabili forța axială $N$ și momentul $M = N \cdot e$.

Cedarea prin plastificarea unei secțiuni centrale se verifică cu o relație de forma:

$$\frac{N}{\varphi_{ex} A} \leqslant R;\quad \varphi_{ex} = \frac{\sigma_{cr,\,s}}{\sigma_c} \tag{8.275}$$

în care $\sigma_{cr,\,s}$ este rezistența critică care corespunde plastificării parțiale a secțiunii centrale celei mai solicitate, iar $\sigma_c$ — limita de curgere. Coeficientul $\varphi_{ex}$ este funcție de $\overline{m_x} = \eta \cdot m_x = \eta_i \dfrac{M_x}{N} \cdot \dfrac{A}{W_x} = \eta_i \dfrac{e}{\rho}$, iar $\eta_i$ este un coeficient care ține seama de rezerva plastică a secțiunii (vezi fig. 8.93 și 8.94). Lungimile de flambaj țin seama de modul de legare a barelor la extremități și de variația forței axiale și a momentului încovoietor pe lungimea barei (v. cap. 10 § 10.2.4).

Pierderea stabilității prin încovoiere-răsucire a unui element dublu T comprimat și încovoiat în planul de rigiditate maximă se verifică cu relația:

$$\frac{N}{e \cdot \varphi_y \cdot A} \leqslant R. \tag{8.276}$$

în care $\varphi_y$ este coeficientul de flambaj corespunzător axei de rigiditate minime (lungimea de flambaj corespunzînd distanței între legăturile de fixare transversală), iar, $e$ — un coeficient subunitar dat de relația:

$$e = \frac{\sigma_{cr}^M}{\sigma_{cr}} = \frac{\beta}{1 + \alpha m_x};\ m_x = \frac{M_x}{N} \cdot \frac{A}{W_x} = \frac{e}{\rho} \tag{8.277}$$

în această relație $\beta$ și $\alpha$ sînt coeficienți în funcție de forma secțiunii, de $m_x$ și $\lambda_y$.

În *Recomandările de calcul C.E.C.M.* [7] [8] cele două verificări corespunzătoare celor două moduri de cedare se prezintă după cum urmează:

● Pentru bara care cedează prin plastificarea secțiunii centrale (compresiune și încovoiere în curbură simplă), relația de verificare introduce conceptul de imperfecțiune în modul următor:

* — în normele din S.U.A. se admite o dublă reducere atît prin coeficienții $e$, cît și prin $\xi \leqslant 1{,}0$, asociată însă cu alte verificări suplimentare.



— se pleacă de la criteriul de dimensionare al unei bare comprimate centric:

$$\frac{N}{A} \leqslant \sigma_{cr} \tag{8.278}$$

în care $\sigma_{cr}$ este rezistența critică la flambaj stabilită pe baza curbelor CECM care țin seama de imperfecțiuni.

Se consideră că starea limită la flambaj este atinsă atunci cînd săgeata barei a căpătat o astfel de valoare încît efortul unitar maxim în fibra extremă cea mai comprimată atinge valoarea limitei de curgere $\sigma_c$; se presupune de asemenea că săgeata transversală este și rezultatul unei deformări inițiale a barei. O astfel de mărime a imperfecțiunii se definește ca $e^*$ și se determină punînd condiția:

$$\frac{N}{A} + \frac{N \cdot e^*}{W_x \left(1 - \dfrac{N}{P_{Ex}}\right)} \leqslant \sigma_c. \tag{8.279}$$

Pe de altă parte, prin definiție:

$$\frac{\sigma_c}{\sigma_{cr\,M}} \cdot \frac{N}{A} \leqslant \sigma_c, \tag{8.280}$$

iar din relațiile (8.279) și (8.280) se obține:

$$\frac{N}{A} + \frac{N \cdot e^*}{W_x \left(1 - \dfrac{N}{P_{Ex}}\right)} = \frac{\sigma_c}{\sigma_{cr\,M}} \cdot \frac{N}{A}, \tag{8.281}$$

adică

$$e^* = \left(\frac{\sigma_c}{\sigma_{cr\,M}} - 1\right)\left(1 - \frac{N}{P_{Ex}}\right) \cdot \frac{W_x}{A} \tag{8.282}$$

sau

$$e^* = \left(\frac{\sigma_c}{\sigma_{cr\,M}} - 1\right)\left(1 - \frac{\sigma_{cr\,M}}{\sigma_{Ex}}\right) \cdot \frac{W_x}{A} \tag{8.283}$$

în care:

$$P_{Ex} = \sigma_{Ex} \cdot A = \frac{\pi^2 \cdot E}{\lambda_x^2} \cdot A. \tag{8.284}$$

Valoarea $e^*$ poate fi definită drept parametru al imperfecțiunii; ea nu este o excentricitate reală, ci doar un parametru care reprezintă defectele combinate ale imperfecțiunilor, respectiv abaterile de la liniaritate și tensiunile remanente. Acestea produc cedarea barei la un efort unitar $\sigma_{cr\,M}$, iar după cum rezultă din relațiile (8.282) și (8.284) $e^*$ este o funcție de coeficientul de zveltețe și de forma secțiunii.

Dacă bara, împiedicată împotriva deplasărilor laterale, este supusă și la un moment constant $M$ pe lungimea ei, se poate considera că forța se aplică excentric ($e_0 = M/N$) și relația (8.279) devine:

$$\frac{N}{A} + \frac{N(e^* + e_0)}{W_x \left(1 - \dfrac{N}{P_{Ex}}\right)} \leqslant \sigma_c \tag{8.285}$$

sau

$$\frac{N}{A} + \frac{M_x + N \cdot e^*}{W_x \left(1 - \dfrac{N}{P_{Ex}}\right)} \leqslant \sigma_c;\ \frac{N}{\varphi_x A} \leqslant \sigma_c. \tag{8.286}$$

Dacă în relația (8.261) se înmulțesc ambii termeni cu $\sigma_c$, se obține:

$$\frac{N}{\varphi_x \cdot A} + \frac{M_x}{W_x \left(1 - \dfrac{N}{P_{Ex}}\right)} \leqslant \sigma_c. \tag{8.287}$$

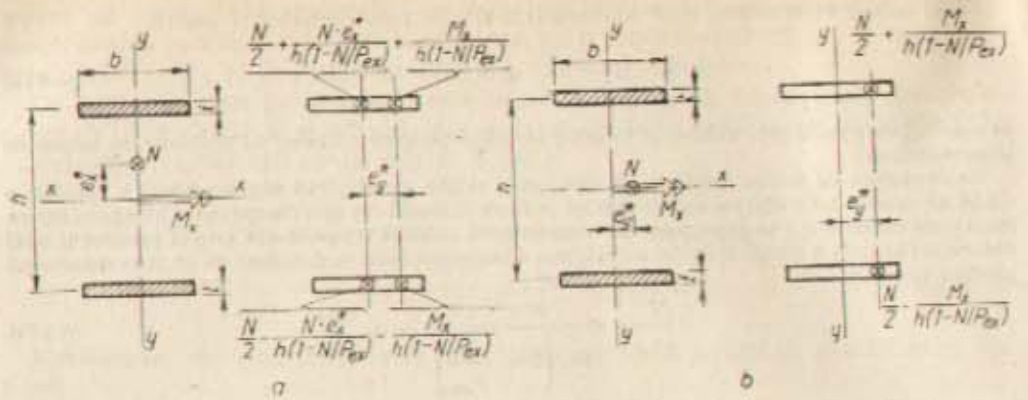


Fig. 8.100. Model de calcul CECM pentru flambaj prin încovoiere-răsucire :
a — față de axa de rigiditate maximă (x-x) ; b — față de axa de rigiditate minimă (y-y).

Comparînd relațiile (8.286) și (8.287) se constată că prima cuprinde corecția dată de imperfecțiuni în termenul al doilea, afectînd momentul încovoietor. Diferențele care rezultă din aplicarea lor pot fi importante, mai ales în cazul valorilor $\lambda_z$ mari. Relația propusă de CECM (8.286) conduce în general la o proiectare mai economică.

● În cazul barei fără legături laterale, care-și pierde stabilitatea prin încovoiere-răsucire, formulele de verificare se bazează pe conceptul că există două excentricități $e_y^*$ și $e_y^*$ corespunzătoare imperfecțiunilor.

Pornind de la modelul unei bare dublu T, pentru care se consideră că rigiditatea la răsucire este egală cu zero și că secțiunea poate fi considerată formată din cele două tălpi (inima preluînd numai forța tăietoare), acestea pot fi considerate ca două bare supuse la compresiune, care cedează prin flambaj după direcția perpendiculară pe inimă (fig. 8.100).

Corespunzător celor două posibilități de apariție a încovoierii suplimentare produsă de excentricități se obțin relațiile de verificare :

$$\frac{N}{A} + \frac{\theta \cdot c_z \cdot M_z + N \cdot e_z^*}{W\left(1 - \frac{N}{P_{Ez}}\right)} \leqslant \sigma_c ; \tag{8.288}$$

$$\frac{N}{A} + \frac{\theta \cdot c_z \cdot M_z}{W_z\left(1 - \frac{N}{P_{Ez}}\right)} + \frac{N \cdot e_y^*}{W_y\left(1 - \frac{N}{P_{Ey}}\right)} \leqslant \sigma_c . \tag{8.289}$$

În aceste relații $e_z^*$ și $e_y^*$ sînt date de relația (8.283) în care se introduc corespunzător valorile $\sigma_{crz}$, $\sigma_{cry}$, $W_z$ și $W_y$, $\lambda_z$ și $\lambda_y$ ; coeficientul $\theta$ are valoarea $\frac{1}{\varphi_y}$ calculată conform normelor CECM (vezi § 8.3.5), iar valorile $c_z$ se calculează cu relația (8.263). De regulă relația (8.289) este cea care dimensionează.

În cazul încovoierii biaxiale, relațiile de verificare devin :

$$\frac{N}{A} + \frac{\theta \cdot c_z \cdot M_z + N \cdot e_z^*}{W_z\left(1 - \frac{N}{P_{Ez}}\right)} + \frac{c_y \cdot M_y}{W_y\left(1 - \frac{N}{P_{Ey}}\right)} \leqslant \sigma_c ; \tag{8.290}$$

$$\frac{N}{A} + \frac{\theta \cdot c_z \cdot M_z}{W_z\left(1 - \frac{N}{P_{Ez}}\right)} + \frac{c_y \cdot M_y + N \cdot e_y^*}{W_y\left(1 - \frac{N}{P_{Ey}}\right)} \leqslant \sigma_c . \tag{8.291}$$

Recent proiectul de norme ISO [S 50] introduce unele completări (tab. 8.19).

În *proiectul de norme din R.F.G* [S.21] verificarea barelor cu secțiunea dublu T care-și pierd stabilitatea prin încovoiere-răsucire se efectuează cu relația :

$$\frac{N}{N_{lim}} + \left(\frac{M_z}{M_{lim}^z}\right)^{\beta_{Mz}} \leqslant 1{,}0. \tag{8.292}$$



*Tabelul 8.19*

| Mod de verificare | Cedare prin plastificarea secțiunii centrale | Flambaj prin încovoiere — răsucire |
|---|---|---|
| Varianta I | $\frac{N}{\varphi_z \cdot A} + \frac{c_z \cdot M_z}{W_z} \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{\sigma}{\sigma_{Ez}} \cdot \varphi_z\right)} \leqslant \sigma_c$ | $\frac{N}{\varphi_y \cdot A} + \frac{c_z \cdot M_z}{\varphi_f \cdot W_z} \cdot \frac{1 - \frac{\sigma}{\sigma_{Ez}}}{\left(1 - \frac{\sigma}{\sigma_{Ez}}\right)\left(1 - \frac{\sigma}{\sigma_{Ey}} \cdot \varphi_y\right)} \leqslant \sigma_c$ |
| Varianta II | $\frac{M_z}{\varphi_z \cdot W_z} \leqslant \sigma_c$ | $\frac{N}{\varphi_{min} \cdot A} + \frac{c_z \cdot M_z}{W_z} \leqslant 0{,}9\,\sigma_c$ |

$$c_z = \frac{(0{,}6\,M_1 + 0{,}4\,M_2) + M_s}{M_{max}} \geqslant \frac{(0{,}4\,M_1) + M_s}{M_{max}}$$

– dacă $|M_2| \leqslant 2M_1$ ; $M_s = 0$ ; $\varphi_z$ conf. (8.257) și notei de subsol pag. 267
– $M_1$ și $M_2$ momentele la capetele barei unde $|M_1| \geqslant |M_2|$
– $M_s$ momentul maxim determinat ca pentru o grindă simplu rezemată.

în care $N_{lim} = \varphi \cdot A \cdot \sigma_c$ ; $M_{lim}$ este determinat similar cu prevederile normelor CECM cu relația (8.255) considerînd $n = 2{,}5$ ; $M_z$ este momentul maxim pe lungimea barei, iar variația lui este introdusă prin exponentul $\beta_{Mz}$, care are valorile din tabelul 8.20.

În cazul încovoierii biaxiale se aplică o relație de interacțiune cu trei termeni.

*Tabelul 8.20*

| Nr. crt. | Variația momentului | $\beta_{Mz}$ |
|---|---|---|
| 1 | M | 1,1 |
| 2 | M | 1,3 |
| 3 | M | 1,4 |
| 4 | M | 1,8 |
| 5 | -M M | 2,5 |

### 8.3.7. STABILITATEA STRUCTURILOR

Barele fac parte din structuri, și în consecință problemele de stabilitate trebuie considerate în funcție de legăturile dintre diferitele elemente. Curbele de flambaj ale CECM au fost stabilite pentru bara standard dublu articulată. Deși determinarea acestor curbe a reprezentat un mare pas înainte, au apărut alte probleme în cazul barelor cu legături la extremități de tipul celor care apar în structurile reale (barele grinzilor cu zăbrele) ; la acestea s-ar părea că influența imperfecțiunilor geometrice și structurale și apariția plastificării este diferită de cazul barei standard (fig. 8.101, *a*).

Flambajul prin încovoiere a unor stîlpi care fac parte dintr-un cadru se poate produce ca în figura 8.101, *b*, după cum nodurile se pot sau nu se pot deplasa. În cazul cînd nu toți stîlpii sînt încărcați cu sarcina limită sau există legături spațiale cu alte elemente mai puțin solicitate, deplasările extremităților stîlpilor nu sînt posibile (sau sînt limitate), ceea ce conduce la reducerea lungimii de flambaj și la sporirea rezistențelor critice.

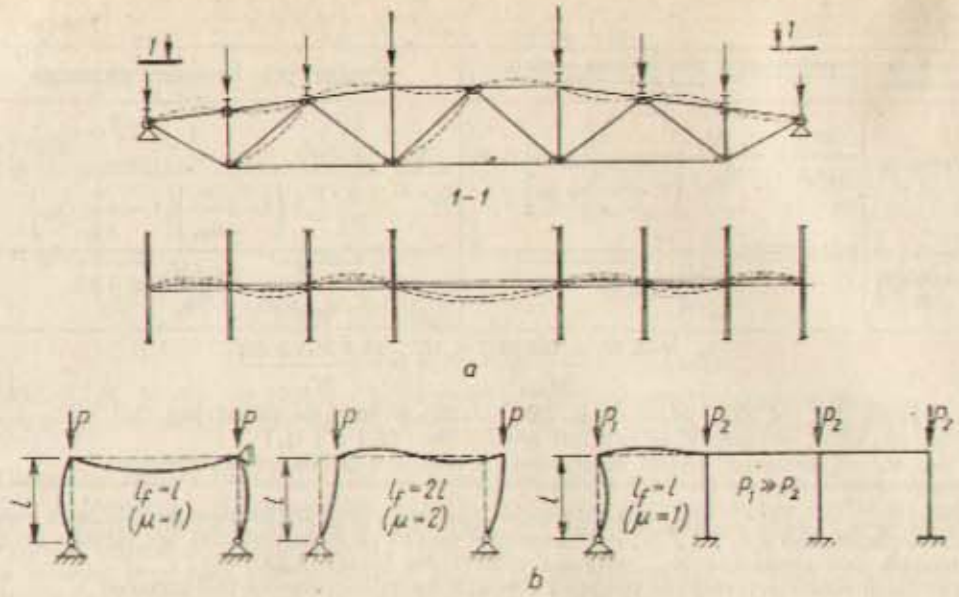



Fig. 8.101. Pierderea stabilității structurilor :
a — barele grinzilor cu zăbrele ; b — stîlpii cadrelor.

În cazul în care sînt încărcate și riglele, problemele devin mai complexe datorită încărcărilor suplimentare de încovoiere.

Rezolvările matematice obținute pînă în prezent pentru structuri dau soluții numai pentru un număr limitat de cazuri ; este prins în calcul flambajul prin încovoiere al barelor, rezolvat în metoda bifurcării echilibrului fără considerarea imperfecțiunilor. Diferitele prescripții de proiectare a construcțiilor metalice acceptă în prezent considerarea formelor complexe de pierdere a stabilității structurilor prin examinarea și verificarea separată a barelor componente. Pentru a ține seama de legăturile cu restul construcției, se iau în considerare următoarele :

— introducerea unei lungimi de flambaj transformată ;

— admiterea unor legături la capetele barelor avînd rotiri și deplasări limitate ;

— considerarea unor legături intermediare, care pot sau nu pot permite unele deformații (rotiri sau deplasări).

Lungimea de flambaj transformată este frecvent utilizată în prevederile normelor de proiectare ; valoarea acesteia este :

$$l_f = \mu l \tag{8.293}$$

în care $\mu$ este un coeficient care ține seama de legăturile de la capete, respectiv de pe lungimea barei, iar $l$ — lungimea barei (vezi cap. 10, § 10.4.2).

Cunoașterea caracteristicilor de rezemare a barei permite verificarea formelor complexe de instabilitate cum este cazul flambajului prin încovoiere-răsucire, a formelor de interacțiune între flambaj și voalare etc.

În prezent odată cu dezvoltarea calculului automat apar noi posibilități de investigare avînd la bază metoda divergenței echilibrului, ținîndu-se seama de efectul deformațiilor asupra solicitărilor în structură [de exemplu metoda $(P-\Delta)$], ceea ce poate să urmărească modul în care diferitele elemente ale structurii își epuizează capacitatea portantă prin dezvoltarea unor deformații elasto-plastice excesive [7], [67].



CAPITOLUL 9

# METODE DE CALCUL ALE CONSTRUCȚIILOR METALICE

## 9.1. METODA STĂRILOR LIMITĂ

### 9.1.1. PRINCIPIILE METODEI

Siguranța construcțiilor și a elementelor de construcții depinde de proprietățile materialelor folosite, de variabilitatea încărcărilor și a altor cauze de solicitare, precum și de alți factori ca : variabilitatea dimensiunilor construcțiilor, probabilitatea acțiunii simultane a diferitelor încărcări, gravitatea consecințelor depășirii capacității portante a unor elemente sau a întregii structurii.

O metodă care ține seama de variabilitatea tuturor factorilor susmenționați cu interdependența lor complexă determinată pe bază statistică, asupra siguranței de ansamblu a construcției, este o *metodă probabilistică*.

În prezent datele statistice de care se dispune nu permit elaborarea unei astfel de metode de calcul. În această situație se recurge la o folosire parțială — separată — a metodelor probabilistice, la aprecierea efectului variabilității rezistenței materialelor, al caracterului aleatoriu al unor încărcări, al efectului simultan de acțiune a mai multor încărcări etc. Aceste *metode* de apreciere a securității construcțiilor sînt denumite *semiprobabilistice*. În această categorie intră și *metoda stărilor limită* cu diferitele ei particularități de aplicare. Metoda stărilor limită se caracterizează prin următoarele particularități :

— consideră separat diferitele stări limită care pot apare pentru o construcție ;

— consideră separat și independent variabilitatea diferiților factori care afectează siguranța construcțiilor și determină datele cantitative corespunzătoare gradului de asigurare a construcțiilor.

Starea limită reprezintă o stare, a cărei atingere implică pierderea capacității unei construcții de a satisface anumite condiții necesare exploatării. Stările limită se împart în două categorii : stări limită ultime și stări limită ale exploatării normale.

*Stările limită ultime (ale capacității portante)* corespund epuizării capacității portante sau unei pierderi ireversibile a calităților, necesare exploatării construcțiilor. În această categorie, în cazul construcțiilor metalice, intră :

— deformațiile plastice remanente excesive ale elementelor întinse sau încovoiate ;

— ruperile efective datorate fenomenului de oboseală sau ruperile cu caracter fragil ;

— pierderea generală sau locală a stabilității elementelor ;

— pierderea stabilității formei sau a poziției structurilor în ansamblul lor (răsturnare, lunecare).

*Stările limită ale exploatării normale* corespund pierderii capacității de asigurare a unei exploatări normale a construcției ; în această categorie intră deplasările statice sau dinamice excesive.

Calculul elementelor și al structurilor în ansamblul lor are rolul de a obține o asigurare rațională a construcțiilor, ținînd seama de importanța funcțională a acestora și de durabilitatea necesară. De regulă o asigurare rațională urmărește evitarea apariției stărilor limită, plafonînd la valori reduse (corespunzătoare) probabilitățile respective.

Diferiţii parametri care intervin în calcule (rezistenţe pentru materiale intensităţi, amplitudini sau frecvenţe pentru acţiuni etc.) sînt reprezentate în practică prin *valori normate* şi de *calcul*. *Valorile normate* sînt valori de referinţă rezultate pe baza unei determinări statistice a situaţiilor reale. *Valorile de calcul* sînt valori utilizate la verificările prin calcul, şi sînt stabilite ţinîndu-se seama de abaterile posibile în sens defavorabil faţă de valorile normate. De regulă se consideră valori reduse pentru rezistenţe şi valori mărite pentru acţiuni. Fac excepţie cazurile cînd valorile astfel stabilite au efecte favorabile asupra dimensionării elementelor de construcţie (de exemplu creşterea limitei de curgere cu pierderea proprietăţilor plastice, respectiv ecruisarea în cazul cînd există condiţiile dezvoltării unor ruperi cu caracter fragil, sau efectul încărcărilor verticale mai reduse decît cele normale.

Verificarea elementelor de construcţii se efectuează prin compararea efectelor unor grupări de acţiuni (tensiuni, eforturi, deformaţii etc.), cu mărimile similare, corespunzătoare apariţiei diferitelor stări limită. În funcţie de natura stării limită considerate, criteriul de comparaţie poate fi constituit de diverşi parametri efectuîndu-se, de exemplu :

— compararea încărcărilor aplicate unui element de construcţie sau unei structuri, cu încărcările capabile (calculul care admite redistribuirea plastică a eforturilor) ;

— compararea eforturilor sau a sistemelor de eforturi din secţiunile cele mai solicitate cu capacităţile portante ale secţiunilor (de exemplu, în cazul secţiunilor încovoiate la care s-a admis redistribuirea plastică pe secţiune) ;

— compararea tensiunilor din punctele cele mai solicitate cu rezistenţele de calcul ale materialului (în cazul cînd nu se admite redistribuţia plastică a eforturilor) ;

— compararea deplasărilor statice sau dinamice cu valorile limită admise.

### 9.1.2. CARACTERISTICILE MATERIALELOR, ELEMENTELOR ŞI STRUCTURILOR METALICE

La verificarea siguranţei construcţiilor, se consideră de regulă caracteristicile de rezistenţă şi rigiditate ale materialelor, elementelor şi structurilor în ansamblul lor. Valorile respective se stabilesc pe baze statistice cu un anumit grad de asigurare şi constituie *valorile caracteristice* ; ele se adoptă şi ca *valori normate*, notîndu-se cu $R_n$.

Pentru oţeluri şi aliaje de aluminiu se consideră de regulă ca rezistenţă normată valoarea limitei de curgere ($R_n = R_c = R_{eH} = \sigma_c$).

*Valorile de calcul* (notate cu $R$) se determină afectînd valorile normate ale rezistenţelor cu un coeficient care ţine seama de posibilităţile de depăşire în sens defavorabil a celor din urmă.

Pentru metale, rezistenţele caracteristice (normate) sînt prin definiţie, cele care prezintă o probabilitate acceptată anticipat de a nu fi atinse. Pentru determinarea lor, se admite o ipoteză de distribuţie statistică de tip Gauss. Rezistenţele caracteristice sînt definite prin relaţii de tipul :

$$\sigma_c = \sigma_m - k \cdot s \; ; \tag{9.1}$$

$\sigma_m$ este media aritmetică a rezultatelor încercărilor ;
$s$ — abaterea medie pătratică ;
$k$ — un coeficient care depinde de probabilitatea acceptată anticipat de a obţine rezultate inferioare valorii $R_n$ ; pentru elementele



construcţiilor metalice valoarea coeficientului $k$ se ia după caz : $k = 2{,}0$ cînd se acceptă o asigurare de 97,72% şi $k = 1{,}64$ pentru o asigurare de 95% ; în majoritatea normelor oficiale de proiectare se adoptă de regulă $k = 2{,}0$.

Rezistenţa de calcul $R$ se determină cu relaţia :

$$R = \frac{R_c}{\gamma_m} . \tag{9.2}$$

În această relaţie $\gamma_m$ este coeficientul de siguranţă pentru materiale, care ţine seama de variabilitatea statistică a rezistenţei oţelului şi în anumite limite de alte abateri locale, inclusiv toleranţele dimensionale. Pentru construcţiile metalice $\gamma_m$ variază între 1,10 şi 1,20.

Pe măsură ce caracteristicile metalului şi dimensiunile sînt mai bine precizate $\gamma_m$ poate coborî pînă la $\gamma_m = 1{,}025 \ldots 1{,}05$.

Pentru oţelurile cu caracteristici mecanice superioare, la care limita de curgere este apropiată de rezistenţa la rupere, rezistenţa de calcul se determină şi în raport cu aceasta din urmă $R_m = R_r = \sigma_r$ folosind un coeficient $\gamma_m = 1{,}50 \ldots 1{,}60$.

În aceeaşi categorie intră şi cablurile cu rezistenţe mecanice ridicate. Raportarea la rezistenţa de rupere se foloseşte la determinarea rezistenţelor de calcul ale şuruburilor şi cordoanelor de sudură.

Valorile rezistenţelor de calcul diferă după natura solicitării (întindere, forfecare), după natura elementului sau a îmbinării (sudură, şuruburi) ; ele se deduc prin afectarea rezistenţei de calcul $R$ cu un coeficient adecvat.

În particular, $R_{cr} = \sigma_{cr}/\gamma_m$ poate reprezenta o rezistenţă de calcul şi la pierderea stabilităţii, care se produce la valoarea rezistenţei critice $\sigma_{cr}$.

Pentru verificările la oboseală se defineşte $R_N = \frac{\sigma_N}{\gamma_m}$, în care $\sigma_N$ rezultă din diagrame (v. cap. 7).

Valorile de calcul, determinate pentru rezistenţele materialelor sau pentru capacitatea portantă a secţiunilor sau elementelor, se afectează, după caz, cu un coeficient al condiţiilor de lucru $m$, prin care se corectează unele simplificări admise în calcule, sau se ţine seama de eventuale abateri ale unor factori, neconsideraţi în calcul.

### 9.1.3. ACŢIUNI. GRUPĂRI DE ACŢIUNI

*Acţiune* este orice cauză capabilă de a produce solicitări în elementele de construcţie. Acţiunile se pot clasifica după provenienţă : greutăţile proprii ale construcţiilor sau ale unor corpuri susţinute de construcţie, factori naturali cum sînt cei climatici sau seismici, sau acţiuni care corespund unor cauze excepţionale cum sînt exploziile, tasările şi alunecările de teren etc. Ele pot avea un caracter static sau dinamic. În calculul construcţiilor acţiunile sînt reprezentate prin *încărcări*, în cadrul cărora sînt definite sisteme de forţe, de deformaţii sau deplasări impuse, caracterizate prin parametri ca : intensitate, amplitudine etc. Valorile acestor parametri sînt stabilite prin prescripţii tehnice.

Pentru verificarea siguranţei construcţiilor, este importantă frecvenţa cu care sînt întîlnite. Pentru siguranţa construcţiei se are în vedere atît posibilitatea apariţiilor la intensităţi defavorabile, cît şi durata aplicării lor asupra construcţiei.

Acțiunile se clasifică în acțiuni *permanente*, acțiuni *temporare* și acțiuni *excepționale*. Acțiunile permanente sînt cele care apar la valori practic constante pe toată durata exploatării construcției. Acțiunile temporare se exercită intermitent sau continuu, cu intensitate variabilă în timp. Ele se împart în acțiuni temporare de lungă durată (cvasipermanente) și de scurtă durată (variabile). Acțiunile excepționale — cu intensități semnificative — se exercită foarte rar în viața construcției.

Acțiunile se exercită sub formă de grupări. *Gruparea de acțiuni* reprezintă un ansamblu de acțiuni care pot interveni cu anumite intensități în funcție de o probabilitate redusă de a fi atinse sau depășite în ansamblu în timpul acțiunii lor simultane; prin grupare se înțelege rezultatul sumării lor normale (algebrice) sau vectoriale. Grupările se clasifică astfel:

*Grupări fundamentale* pentru stările limită ale capacității portante și respectiv ale exploatării normale, care corespund asigurării unei comportări corespunzătoare fără apariția vreunei deteriorări.

*Grupări speciale* pentru stările limită ale capacității portante, pentru care se poate admite în proiectare apariția unor deteriorări locale, fără pericole pentru oameni sau bunuri materiale relativ importante.

Stabilirea acțiunilor care intră în diferite grupări se efectuează după natura construcției. Grupările fundamentale (curente) cuprind acțiuni permanente și temporare, iar grupările speciale în afară de acțiunile permanente și temporare și o acțiune excepțională.

Pentru a ține seama de consecințele pe care le au eventualele depășiri ale stărilor limită, se folosesc coeficienți speciali de asigurare, care afectează de regulă valorile de calcul ale parametrilor corespunzători acțiunilor. Acești coeficienți se stabilesc în funcție de clasa de importanță a construcției, care reflectă importanța pentru siguranța oamenilor, importanța pentru economia națională a ieșirii parțiale sau totale din lucru etc.

În cele ce urmează în locul termenului acțiune se va folosi termenul încărcare care are o semnificație mai concretă în calculul structurilor.

### 9.1.4. ÎNCĂRCĂRI ȘI SOLICITĂRI DE CALCUL

Solicitarea de calcul $S_c$ se determină pe baza solicitării $S_i$ produsă de încărcarea normată $Q_i$, luînd în considerare un coeficient $n_i$ printr-o relație de forma:

$$S_c = \Phi_3(n_i,\ S_i). \tag{9.3}$$

Dacă solicitarea este proporțională cu încărcarea formula se poate pune sub forma:

$$S_c = n_i \cdot S_i. \tag{9.4}$$

*Coeficienții* $n_i$ se definesc drept coeficienți ai încărcărilor și fac legătura între valorile normate și valorile de calcul ale unor parametri care intervin în schemele de încărcare, considerînd abaterile întîmplătoare posibile în sens favorabil sau defavorabil față de valorile normate.

În afară de coeficienții de încărcare, la alcătuirea grupărilor de încărcări se mai folosesc și coeficienți de grupare $n_g$; aceștia afectează o valoare de calcul pentru o acțiune considerată într-o grupare, astfel încît efectele acestei grupări să corespundă unei grupări raționale și au de regulă valori subunitare.



### 9.1.5. RELAȚII DE CALCUL PENTRU ELEMENTE DE CONSTRUCȚII METALICE

9.1.5.1. **Starea limită a capacității portante.** Pentru cazurile obișnuite, în care se compară valorile tensiunilor cu rezistențele de calcul, relația de verificare se poate scrie sub forma:

$$\sigma = \Phi_2(S_c,\ A) \leqslant m\frac{R_n}{\gamma_m} = mR. \tag{9.5}$$

în care $A$ este caracteristica de calcul a secțiunii, iar $S_c$ — solicitarea de calcul cea mai dezavantajoasă, egală cu:

$$S_c = \Sigma n_i P_i + \Sigma n_i C_i + n_g \Sigma n_i V_i. \tag{9.6}$$

În anumite cazuri relația (9.5) se poate pune și sub forma:

$$\sigma = \frac{S_c}{A} \leqslant mR \text{ sau } \sigma = \frac{S_c}{A} \leqslant R \text{ (dacă } m = 1). \tag{9.7}$$

În aceste relații $S_c$ este efortul de calcul determinat cu ajutorul solicitărilor normate (efort axial, moment încovoietor, moment de răsucire etc.) multiplicate cu coeficienții încărcărilor și coeficienții de grupare; $A$ — caracteristica secțiunii (aria secțiunii, modulul de rezistență etc.); $R_n$ — rezistența normată care în cazul oțelului este limita de curgere, sau rezistența critică în cazul fenomenelor de pierdere a stabilității. Valorile coeficientului $m$ (coeficientul condițiilor de lucru) variază între 0,75 și 1,0.

În relația (9.6) au fost făcute notațiile: $P_i$ — încărcări permanente; $C_i$ — încărcări cvasipermanente; $V_i$ — încărcări variabile.

Rezistențele de calcul diferă după solicitare, tipul elementului sau al îmbinării; de exemplu, la forfecare $R_f = l_f \cdot R = 0{,}6R$. În cazul flambajului sau al oboselii rezistențele de calcul critice sau rezistențele de calcul la durabilitate limitată pot fi exprimate tot în funcție de $R$:

$$R_{cr} = \varphi \cdot R;\ R_N = \gamma_N \cdot R, \tag{9.8}$$

în care $\varphi = \frac{\sigma_{cr}}{\sigma_c}$ și $\gamma_N = \frac{\sigma_N}{\sigma_c}$.

Valorile rezistențelor de calcul pentru elemente și îmbinări, precum și coeficienții $\varphi$, $\sigma$ etc. sînt prezentate la capitolele respective (cap. 1, 4, 5, 6, 7, 8).

9.1.5.2. **Starea limită a exploatării normale.** Verificarea obișnuită constă din determinarea deformației corespunzătoare *încărcărilor normale* și comparării lor cu valori limită admise:

$$f_{calculat} \leqslant f_{admisibil}. \tag{9.9}$$

9.1.5.3. **Variante ale metodei stărilor limită.** În unele norme bazate pe stările limită (Franța, Belgia, Elveția și Recomandările CECM) se consideră ca rezistență de calcul valoarea limitei de curgere ($R = \sigma_c$; $\gamma_m = 1$). Corespunzător însă, coeficienții încărcărilor se adoptă ceva mai mari: $n = 1{,}5$ pentru încărcări temporare (utile), $n = 1{,}33$ pentru încărcări permanente.

## 9.2. METODA REZISTENȚELOR ADMISIBILE

Spre deosebire de metoda stărilor limită în care solicitările, multiplicate cu coeficienți adecvați sînt comparate cu capacitatea portantă corespunzătoare a secțiunii, metoda rezistențelor admisibile se bazează pe compararea eforturilor, calculate cu încărcările maxime (de regulă cele normate), cu fracțiuni din rezistențele normate, denumite rezistențe admisibile. Raportul dintre rezistența normată și rezistența admisibilă se denumește *coeficient de siguranță*.

Metoda rezistențelor admisibile se definește ca metodă *deterministă de calcul*, în care parametri de bază sînt considerați ca nealeatori. Dacă în relația (9.6) coeficienții $n$, capătă aceleași valori $n$ (de regulă egal cu 1,0), iar $n_g$ se consideră egal cu unitatea, relația (9.7) devine:

$$\sigma = \frac{\Sigma S_i}{A} \leqslant \frac{m}{n \cdot n_g} R_n. \qquad (9.10)$$

Dacă se ține seama că în verificarea de rezistență $R_n = \sigma_c$ (limita de curgere) și dacă se notează $n \cdot n_g / m = c$ care se definește drept coeficient de siguranță, relația (9.10) devine:

$$\sigma = \frac{\Sigma S_i}{A} \leqslant \frac{\sigma_c}{c} = \sigma_a, \qquad (9.11)$$

obținînd-se relația cunoscută și aplicată în metoda rezistențelor admisibile, în care așa cum s-a arătat $S_i$ reprezintă eforturile stabilite pe baza încărcărilor normate (de standard).

Se observă că dintr-un anumit punct de vedere, metoda rezistențelor admisibile constituie un caz particular al metodei stărilor limită.

Diferențierea între cazurile de solicitare în funcție de natura încărcărilor și mărimea lor se face prin coeficienți de siguranță diferențiați; aceștia corespund diferențierilor pe care le introduc coeficienții de grupare $n_g$.

Normele bazate pe metoda rezistențelor admisibile stabilesc trei grupe de încărcare, cărora le corespund trei coeficienți de siguranță:

— gruparea fundamentală (I) avînd $c_I = 1{,}5$;

— gruparea suplimentară (II) avînd $c_{II} = 1{,}33$;

— gruparea extraordinară (III) avînd $c_{III} = 1{,}2$.

În cazul verificărilor la flambaj, voalare sau oboseală, raportarea se face la rezistențe admisibile la flambaj, voalare și la durabilitate limitată

$$\sigma_{af} = \frac{\sigma_{cr}}{c_f} = \varphi \sigma_a; \quad \sigma_{ar} = \frac{\sigma_{cr,u}}{c_u}; \quad \sigma_{aN} = \frac{\sigma_N}{c_N} = \gamma \sigma_a. \qquad (9.12)$$

Rezistențele admisibile diferă în funcție de solicitări sau modul de îmbinare (sudură, nituire).

Verificarea deformațiilor se efectuează similar ca în metoda stărilor limită.

## 9.3. CONSIDERAȚII PRIVIND APLICAREA METODELOR DE CALCUL

Metoda stărilor limită se aplică în prezent pe scară largă la construcții civile și industriale unde există o experiență mai îndelungată acumulată în acest sens. În alte domenii de folosire a construcțiilor metalice: recipiente, structuri metalice ale utilajelor de ridicat și transportat, ale utilajelor siderurgice, construcțiilor hidrotehnice, podurilor etc. se folosește metoda rezistențelor admisibile deoarece nu se dispune încă în suficientă măsură de datele necesare privind diferiți parametri de aplicare ai metodei. În acest sens în tratarea problemelor legate de calculul elementelor de construcții metalice s-a considerat necesar ca să se dea grupat și valorile rezistențelor admisibile pentru verificarea prin calcul a elementelor și îmbinărilor (tab. 9.1, 9.2, 9.3). Relațiile de calcul rămîn practic cu aceeași structură, încărcările normate înlocuind încărcările de calcul, și rezistențele admisibile, pe cele normate. Acolo unde apar diferențe (de ex. la calculul la voalare cap. 10) se dau și relațiile de calcul corespunzătoare în metoda rezistențelor admisibile.



*Tabelul 9.1*

**Rezistențele admisibile pentru profile și table laminate la cald**

| Nr. crt. | Solicitarea | Simbolul | Coeficient aplicat în raport cu $\sigma_c$ | Rezistențele admisibile, în N/mm², pentru oțel laminat la cald ($t \leqslant 25$ mm) marca: | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | OL 37 sau OLT 35 | | OLT 45 | | OL 44 | | OL 52 | |
| | | | | gruparea de încărcări | | | | | | | |
| | | | | I | II | I | II | I | II | I | II |
| 1 | Întindere, compresiune, încovoiere | $\sigma_a$ | 1,00 | 160 | 180 | 170 | 190 | 190 | 220 | 240 | 270 |
| 2 | Forfecare | $\tau_a$ | 0,60 | 95 | 110 | — | — | 115 | 130 | 140 | 160 |
| 3 | Presiune locală | $\sigma_{la}$ | — | 700 | 800 | — | — | 800 | 950 | 950 | 1 150 |

*Tabelul 9.2*

**Rezistențele admisibile ale cordoanelor de sudură**

| Nr. crt. | Tipul cordonului de sudură | Solicitarea | Simbolul | Coeficientul aplicat în raport cu rezistența admisibilă $\sigma_a$ a materialului piesei care se sudează | Rezistențele admisibile în N/mm² pentru suduri la elemente din oțel marca: | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | | OL 37 și OLT 35 | | OLT 45 | | OL 44 | | OL 52 | |
| | | | | | gruparea de încărcări | | | | | | | |
| | | | | | I | II | I | II | I | II | I | II |
| 1 | | Compresiune | $\sigma_{ac}$ | 1,00 | 160 | 180 | 170 | 190 | 190 | 220 | 240 | 270 |
| 2 | Cordoane de sudură în adîncime (îmbinări cap la cap | Întindere: *a*) sudură executată automat, semiautomat și sudură electrică executată manual la care se aplică un control 100% cu mijloace perfecționate (Röntgen, gama) | $\sigma_{ac}$ | 1,00 | 160 | 180 | 170 | 190 | 190 | 220 | 240 | 270 |
| | | *b*) sudură executată automat, semiautomat și sudură electrică executată manual la care se aplică un control cu mijloace obișnuite | $\sigma_{ac}$ | 0,80 | 130 | 145 | 135 | 150 | 150 | 175 | 190 | 215 |
| 3 | | Forfecare | $\tau_{ac}$ | 0,65 | 105 | 115 | 110 | 125 | 125 | 145 | 150 | 170 |
| 4 | Cordoane de sudură în relief (de colț) | Forfecare | $\tau_{ac}$ | 0,70 | 110 | 125 | 120 | 135 | 130 | 155 | 165 | 190 |

Observații:

— Rezistențele admisibile de la nr. crt. 2 *a* se aplică la cordoanele de sudură la care în afara controlului obișnuit, calitatea sudurilor se verifică cu radiații Röntgen sau gama.

— Pentru cordoanele de sudură în adîncime, sudate pe o singură parte fără suport și care nu au rădăcina resudată, rezistențele admisibile din tabel se reduc prin înmulțire cu coeficientul 0,7.

— Pentru gruparea III de încărcări, rezistența admisibilă se determină prin multiplicare cu 1,3 a rezistenței admisibile din gruparea I de încărcări corespunzătoare solicitării respective.

**Rezistențele admisibile pentru elementele îmbinărilor cu șuruburi**

| Nr. crt. | Tipul șurubului | Solicitarea | Simbolul | Rezistențele admisibile în N/mm² pentru șuruburi din: | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | grupurea de caracteristici mecanice 4.6 (STAS 2700/3-70) și construcții metalice din OL 37 | | grupurea de caracteristici mecanice 5,6 (STAS 2700/3-70) și construcții metalice din OL 44 | | grupurea de caracteristici mecanice 6.6 (STAS 2700/3-70) și construcții metalice din OL 52 | |
| | | | | grupurea de încărcări | | | | | |
| | | | | I | II | I | II | | II |
| 1 | Șuruburi precise și semiprecise | Forfecare | $\tau_a$ | 130 | 150 | 160 | 180 | 190 | 215 |
| 2 | | presiune pe gaură[1] | $\sigma_{as}$ | 320 | 360 | 380 | 440 | 480 | 540 |
| 3 | | întindere în tijă | $\sigma_{at}$ | 115 | 130 | 145 | 170 | 180 | 200 |
| 4 | Șuruburi brute (grosolane) | Forfecare | $\tau_a$ | 105 | 120 | – | – | – | – |
| 5 | | presiune pe gaură | $\sigma_{as}$ | 210 | 240 | – | – | – | – |
| 6 | | întindere în tijă | $\sigma_{at}$ | 115 | 130 | 145 | 170 | 180 | 200 |
| 7 | Șuruburi de ancoraj | întindere în tijă | $\sigma_{at}$ | Rezistențele admisibile $\sigma_{at}$, în N/mm², pentru șuruburi de ancoraj din: | | | | | |
| | | | | OL 37 | | | OL 50 | | |
| | | | | grupurea de încercări | | | | | |
| | | | | I | II | I | II | | |
| | | | | 115 | 130 | 145 | 170 | | |

Observații:

– La îmbinările cu un singur șurub care lucrează la forfecare, rezistențele admisibile din tabel se reduc prin înmulțire cu coeficientul 0,9.

– Pentru gruparea III de încărcări rezistențele admisibile se determină prin multiplicarea cu 1,25 a rezistenței admisibile din gruparea I de încărcări corespunzătoare solicitării respective.

PARTEA A II-a

# ELEMENTE DE CONSTRUCȚII METALICE

CAPITOLUL 10

## ELEMENTELE STRUCTURILOR METALICE. ALCĂTUIRE ȘI CALCUL

### 10.1. PRINCIPII GENERALE DE ALCĂTUIRE

Construcțiile metalice au forme, dimensiuni și destinații foarte diferite: hale, construcții cu etaje, turnuri și stîlpi de susținere, rezervoare, buncăre, conducte, poduri de șosea și de cale ferată, elemente pentru construcții hidrotehnice, structuri de rezistență pentru macarale și altele. Construcțiile metalice sînt alcătuite din elemente legate între ele în diferite moduri și care pot fi grupate în următoarele categorii după forma lor:

*Bare* la care lungimea este predominantă în raport cu dimensiunile secțiunii transversale. Barele drepte sau curbe, cu diferite legături între ele, intră în alcătuirea majorității structurilor.

*Firele* pot prelua numai eforturi de întindere și intră în alcătuirea construcțiilor pe cabluri, pilonilor ancorați, elementelor pretensionate, conductorilor electrici etc.

*Plăci* la care două din dimensiuni predomină în raport cu a treia. Plăcile, plane sau curbe, intră în alcătuirea unor construcții metalice: plăcile platformelor, pereții recipientelor etc.

Construcțiile metalice formează sisteme spațiale complexe alcătuite din sisteme plane, cum sînt de exemplu cadrele; la rîndul lor acestea sînt formate din elemente — bare sau plăci. Elementele cele mai importante care intră în alcătuirea unei structuri metalice sînt:

— *grinzile cu zăbrele*, formate din bare legate între ele la noduri, alcătuind sisteme indeformabile. În ansamblul lor grinzile cu zăbrele sînt solicitate la încovoiere, însă barele care le compun sînt solicitate la eforturi axiale; încovoieri se produc datorită rigidității nodurilor sau unor încărcări locale între noduri;

— *grinzile cu secțiune plină* sînt bare solicitate în special la încovoiere. Ele pot fi alcătuite din profile laminate sau din table și platbande asamblate. Axele grinzilor pot fi drepte sau curbe;

— *stîlpii* sînt elemente verticale sau cu o ușoară înclinare față de verticală și au rolul de a prelua încărcările transmise de grinzi sau de alte elemente de construcție și de a le transmite la alte părți de structură sau la fundație. Solicitările predominante ale stîlpilor sînt forțele axiale și momentele încovoietoare.

Elementele de construcții sînt formate din unul sau mai multe laminate (profile, platbande, table), legate între ele prin sudură, nituri sau șuruburi, obținîndu-se forme constructive raționale și economice.

La alcătuirea elementelor de construcții metalice se cere ca acestea să fie simple și să folosească elemente standardizate, într-o varietate nu prea mare. Forma elementelor trebuie să se adapteze naturii și variației eforturilor, obținîndu-se o repartizare rațională a materialului atît în secțiune transversală, cît și pe lungimea elementului. Alcătuirea elementelor trebuie să asigure prinderea la noduri, înnădirea corectă a barelor, întreținerea ușoară în timpul exploatării, rigiditatea la transport și montaj; posibilitatea recuperării unor subansambluri sau elemente atunci cînd construcția este dezafectată, un consum minim de energie pentru execuție și întreținere.

## 10.2. BARE SUPUSE LA EFORTURI AXIALE

### 10.2.1. ALCATUIREA BARELOR SUPUSE LA EFORTURI AXIALE

Alcătuirea barelor supuse la eforturi axiale este determinată de mărimea eforturilor și de natura construcției din care face parte bara. În mod obișnuit barele supuse la eforturi axiale fac parte din anumite elemente de construcție cum sînt de exemplu grinzile cu zăbrele. Alteori ele formează elemente independente cum ar fi cazul stîlpilor, tiranților etc.

Barele cu solicitări relativ reduse pot fi alcătuite din unul sau două profile laminate, din țevi sau din profile compuse prin sudură (fig. 10.1). Elementele au de regulă cel puțin o axă de simetrie, care se află în planul de simetrie al elementului din care face parte bara și care la rîndul său coincide cu planul de acțiune al rezultantei încărcărilor.

Barele puternic solicitate sînt alcătuite din profile mari (U sau dublu T) solidarizate între ele continuu sau discontinuu; pot fi de asemenea folosite elemente alcătuite din platbande sau fișii de tablă groasă sudate între ele (fig. 10.1).

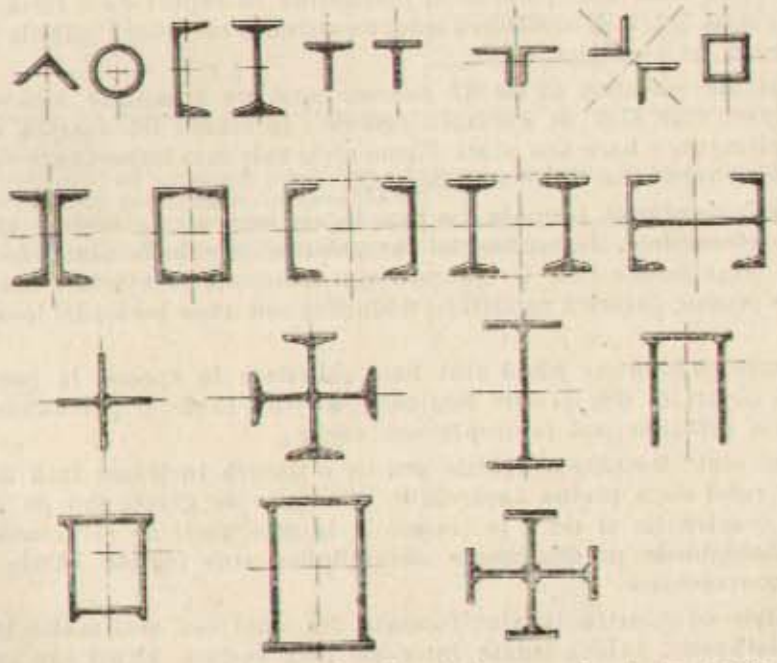


Fig. 10.1. Secțiuni ale barelor din oțel supuse la eforturi axiale.



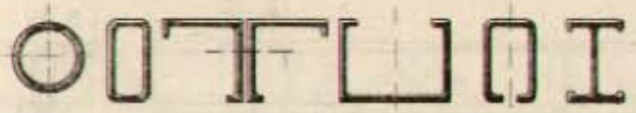


Fig. 10.2. Secțiuni ale barelor din aliaje de aluminiu supuse la eforturi axiale.

Elementele din profile formate la rece sînt tratate la capitolul 11. La structurile din aliaje de aluminiu se folosesc bare alcătuite după aceleași principii (fig. 10.2).

### 10.2.2. SOLIDARIZAREA BARELOR

Barele pot fi alcătuite din elemente așezate unul lîngă altul, în contact, la o distanță mică sau la distanțe mai mari. Elementele se solidarizează între ele prin legături care asigură conlucrarea acestora și comportarea lor de ansamblu ca o piesă unitară. Barele comprimate trebuie astfel solidarizate încît flambajul unui element să nu se producă înainte de flambajul barei în ansamblul ei.

Distanțele dintre sudurile sau șuruburile de solidarizare nu trebuie să depășească valorile indicate în figura 10.3 *a* și *b*. Aceste valori sînt diferite pentru bare întinse, respectiv comprimate, din considerentele arătate (*t* — grosimea elementului celui mai subțire).

Barele alcătuite din elemente cu o distanță mică între ele permit introducerea unei piese plate denumite guseu, necesară pentru prinderea altor bare. Distanța dintre elemente trebuie să permită întreținerea prin vopsire a barelor.

În acest scop distanța minimă *d* dintre elemente se recomandă să satisfacă condițiile (fig. 10.3, *c*): $d \geq 10$ mm și $d \geq h/10$ pentru construcții civile și

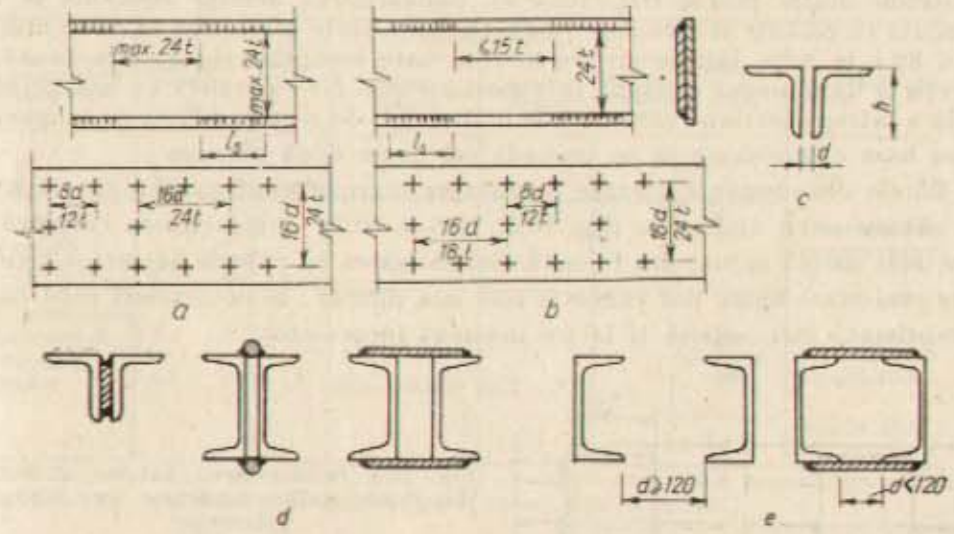



Fig. 10.3. Distanțe între elementele de solidarizare:
*a* — bare întinse; *b* — bare comprimate; *c*, *d*, *e* — distanțe minime și măsuri constructive în cazul mediilor agresive.

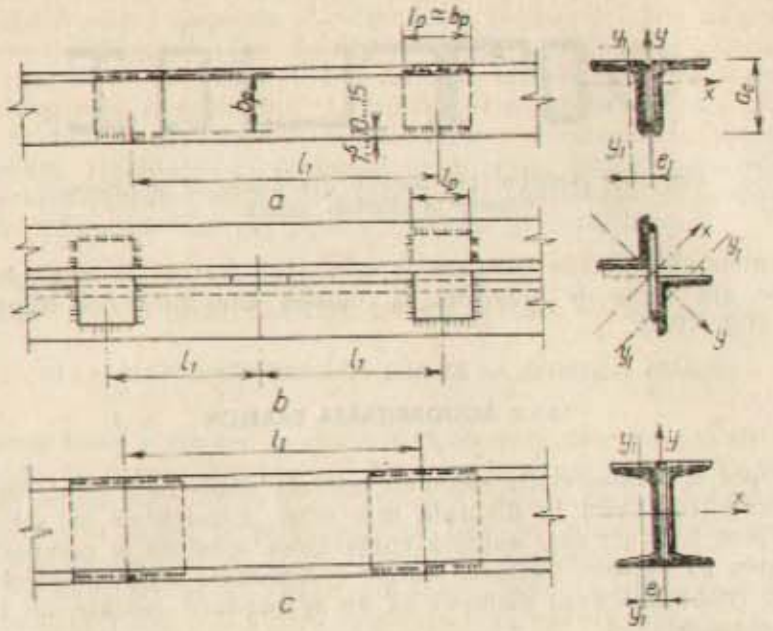


Fig. 10.4. Solidarizarea barelor alcătuite din două profile apropiate.

industriale, respectiv $d \geq 10$ mm și $d \geq h/6$ pentru construcții aflate în mediu agresiv. În cazul în care aceste condiții nu sînt satisfăcute și elementul lucrează în mediu agresiv, spațiul dintre profile se va completa cu fururi continue sau se va închide cu oțel rotund, pătrat sau platbande continue (fig. 10.3, *d*).

La elementele depărtate se va lăsa între profile un spațiu liber de cel puțin 120 mm ; în caz că aceasta nu este posibil se recomandă închiderea spațiului dintre profile (fig. 10.3, *e*). Solidarizarea acestor elemente se va executa cu plăcuțe sudate (fig. 10.4). Distanța între plăcuțe se ia diferențiat : $l_1 \leq 80\, i_1$ la bare întinse și $l_1 \leq 40\, i_1$ la bare comprimate ; $i_1$ este raza de inerție a unui singur element în raport cu axa $1-1$ paralelă cu axa principală a întregii secțiuni, care nu taie materialul. Se recomandă ca pe lungimea unei bare comprimate să se prevadă cel puțin două plăcuțe.

Barele din elemente așezate la distanțe mari se solidarizează cu plăcuțe, cu zăbrele și cu diafragme (fig. 10.5, 10.6 și 10.7). Solidarizarea cu plăcuțe este mai simplă și mai des folosită. Solidarizarea cu zăbrele asigură o rigiditate mai mare barei, dar execuția este mai dificilă ; se recomandă cînd bara comprimată este supusă și la un moment încovoietor.

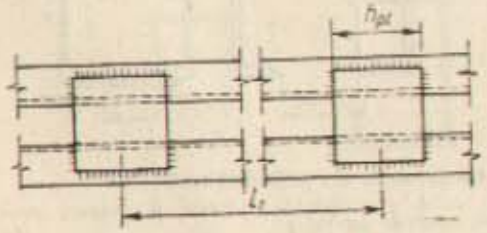


Fig. 10.5. Solidarizarea barelor alcătuite din două profile depărtate cu ajutorul plăcuțelor.



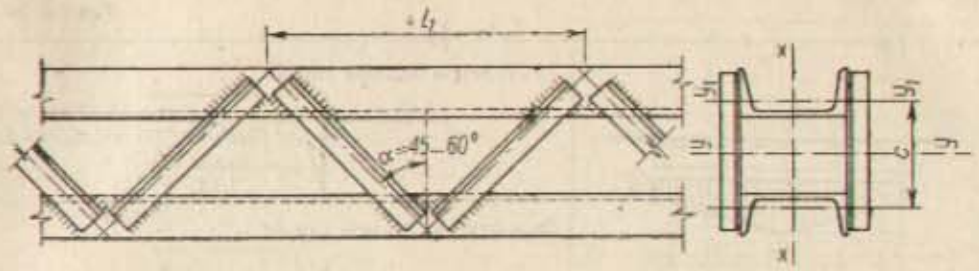


Fig. 10.6. Solidarizarea barelor din două profile depărtate cu ajutorul zăbrelelor.

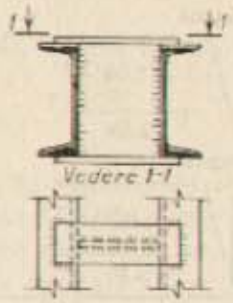


Fig. 10.7. Solidarizarea cu diafragme.

Fig. 10.8. Plăcuțe extreme la barele zăbrelite.

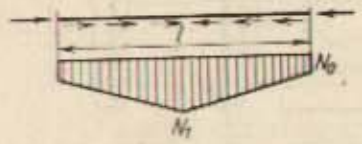
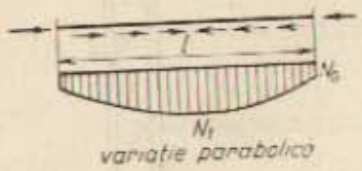
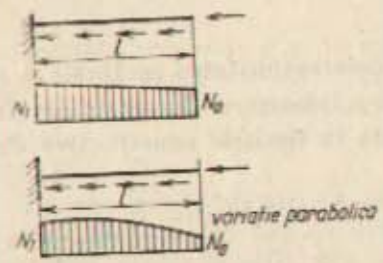
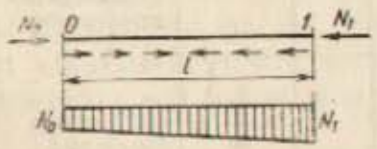
Diafragmele se prevăd pentru a asigura indeformabilitatea secțiunii și se folosesc combinate cu plăcuțele sau zăbrelele de solidarizare. Dimensiunile elementelor de solidarizare se încadrează de regulă în limitele constructive din tabelul 10.1.

*Tabelul 10.1*

| Dimensiuni recomandate constructiv | Bare comprimate | Bare întinse | Înălțimea ($h_{pl}$) | | | Grosimea* ($t_{pl}$) | Observații |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | Soluție sudată | Soluție nituită | Plăcuțe extreme | | |
| $l_1$ | $\leq 40 \ldots 50 i_1$ | $\leq 80 i_1$ | — | — | — | — | |
| Zvelțețea ramurii $\lambda_1 = l_1/i_1$ | $\leq 0{,}9\, \lambda_{max}$ | — | — | — | — | — | Dimensiunile caracteristice $h_{pl}$ ; $t_{pl}$ și $c$ sînt conform figurii 10.5 |
| Dimensiunile plăcuțelor de solidarizare | — | — | $(0{,}5 \ldots 0{,}8)c$ | $(0{,}7 \ldots 1)c$ | $c$ | $\geq \frac{1}{50} c$ ; $\geq 8$ mm | $\lambda_{max}$ — min ($\lambda_x$, $\lambda_{yz}$) |

* La bare cu dimensiuni reduse $t_{pl}$ poate coborî pînă la 6 mm.

Barele solidarizate cu zăbrele se prevăd la capete cu cîte o plăcuță de aceleași dimensiuni ca și barele solidarizate cu plăcuțe (fig. 10.8).

| | |
|---|---|
|  | **Articulat la ambele capete**<br>$l_f = l\sqrt{\dfrac{1 + 2{,}18\,\frac{N_0}{N_1}}{3{,}18}}$<br>**Încastrat la ambele capete**<br>$l_f = l\sqrt{\dfrac{1 + 0{,}93\,\frac{N_0}{N_1}}{7{,}72}}$ |
|  | **Articulat la ambele capete**<br>$l_f = l\sqrt{\dfrac{1 + 1{,}09\,\frac{N_0}{N_1}}{2{,}09}}$<br>**Încastrat la ambele capete**<br>$l_f = l\sqrt{\dfrac{1 + 0{,}35\,\frac{N_0}{N_1}}{5{,}40}}$ |
|  | **Încastrat la un capăt și liber la celălalt**<br>$l_f = 2l\sqrt{\dfrac{1 + 2{,}18\,\frac{N_0}{N_1}}{3{,}18}}$<br>$l_f = 2l\sqrt{\dfrac{1 + 1{,}09\,\frac{N_0}{N_1}}{2{,}09}}$ |
|  | **Articulat la ambele capete**<br>$l_f = l\sqrt{\dfrac{1 + 0{,}88\,\frac{N_0}{N_1}}{1{,}88}}$<br>**Încastrat la ambele capete**<br>$l_f = l\sqrt{\dfrac{1 + 0{,}93\,\frac{N_0}{N_1}}{7{,}72}}$<br>**Articulat în pct. 1 și încastrat în pct. 0**<br>$l_f = l\sqrt{\dfrac{1 + 0{,}51\,\frac{N_0}{N_1}}{3{,}09}}$<br>**Articulat în pct. 0 și încastrat în pct. 1**<br>$l_f = l\sqrt{\dfrac{1 + 1{,}65\,\frac{N_0}{N_1}}{5{,}42}}$ |



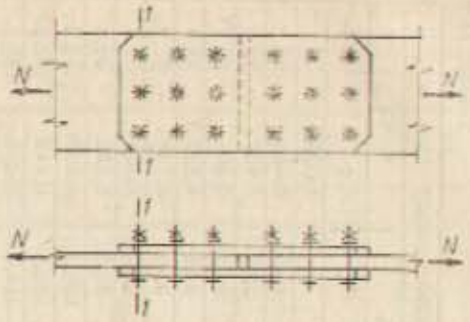


Fig. 10.9. Verificarea secțiunilor slăbite la îmbinări cu șuruburi de înaltă rezistență.

### 10.2.3. CALCULUL BARELOR SUPUSE LA ÎNTINDERE

Barele supuse la întindere axială se verifică cu formula :

$$\sigma = \frac{N}{A_n} \leqslant R. \tag{10.1}$$

în care $A_n$ reprezintă secțiunea netă minimă normală sau sinuoasă a barei.

La barele întinse, în secțiuni slăbite prin îmbinări cu șuruburi de înaltă rezistență (fig. 10.9) este necesar să fie efectuate două verificări :

— cu secțiunea brută la întreaga valoare a efortului $N$ ;

— în secțiunea slăbită (netă) la un efort redus calculat în ipoteza că 40% din efortul care se transmite prin șuruburile din secțiunea care se verifică s-a transmis prin frecare înainte de a ajunge în secțiunea slăbită ; efortul de calcul în secțiunea netă are valoarea :

$$N' = N\left(1 - \frac{r}{n} \cdot 0{,}4\,\frac{n_1}{n}\right), \tag{10.2}$$

în care : $n$ reprezintă numărul de șuruburi în îmbinare ; $r$ — numărul de șuruburi cuprinse între începutul îmbinării și secțiunea ce se verifică ; $n_1$ — numărul de șurubri din secțiunea ce se verifică.

### 10.2.4. CALCULUL BARELOR SUPUSE LA COMPRESIUNE

Barele supuse la un efort axial de compresiune $N$ își pot pierde stabilitatea prin încovoiere, prin răsucire sau prin încovoiere-răsucire.

Verificarea se efectuează cu formula :

$$\frac{N}{\varphi A} \leqslant R. \tag{10.3}$$

în care : $A$ este aria secțiunii brute a barei, iar $\varphi$ — coeficientul minim de flambaj al barei în funcție de forma secțiunii transversale și oțelul utilizat (v. tabelele 8.6 și 8.8), având în vedere posibilitatea de flambaj prin încovoiere față de axele $x-x$ și $y-y$ sau prin încovoiere-răsucire : $\varphi_{min} = min\ (\varphi_x ; \varphi_y ; \varphi_{ir})$.

Dacă efortul $N$ variază în lungul barei se corectează lungimea de flambaj (tab. 10.2).

*Tabelul 10.3*

## Coeficienții φ și ξ după STAS 10108/0-78

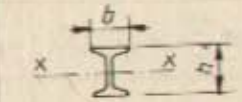
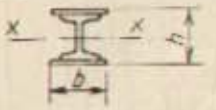
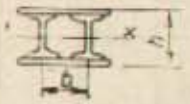
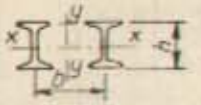
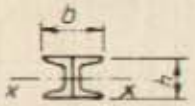
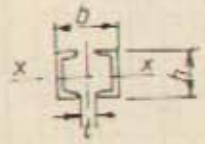
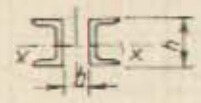
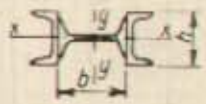
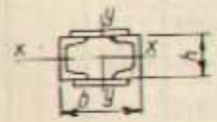
| λ | OL 37 ; OLT 35 (curba) | | | | | | OL 44 ; OCS 44 (curba) | | | | | | OL 52 ; OCS 52 (curba) | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | $A_1$ | | $B_1$ | | $C_1$ | | $A_2$ | | $B_2$ | | $C_2$ | | $A_3$ | | $B_3$ | | $C_3$ | |
| | φ | ξ | φ | ξ | φ | ξ | φ | ξ | φ | ξ | φ | ξ | φ | ξ | φ | ξ | φ | ξ |
| 0 | 1,000 | 0 | 1,000 | 0 | 1,000 | 0 | 1,000 | 0 | 1,000 | 0 | 1,000 | 0 | 1,000 | 0 | 1,000 | 0 | 1,000 | 0 |
| 10 | 0,997 | 10,0 | 0,996 | 10,0 | 0,992 | 10,0 | 0,997 | 10,0 | 0,995 | 10,0 | 0,990 | 10,0 | 0,996 | 10,0 | 0,994 | 10,0 | 0,988 | 10,1 |
| 20 | 0,989 | 20,1 | 0,983 | 20,2 | 0,969 | 20,3 | 0,987 | 20,1 | 0,979 | 20,3 | 0,962 | 20,4 | 0,983 | 20,2 | 0,974 | 20,3 | 0,953 | 20,5 |
| 30 | 0,974 | 30,4 | 0,960 | 30,7 | 0,931 | 31,1 | 0,969 | 30,5 | 0,951 | 30,8 | 0,918 | 31,3 | 0,960 | 30,6 | 0,939 | 30,9 | 0,898 | 31,7 |
| 40 | 0,952 | 40,9 | 0,927 | 41,5 | 0,881 | 42,6 | 0,941 | 41,2 | 0,911 | 41,9 | 0,859 | 43,2 | 0,925 | 41,6 | 0,888 | 42,4 | 0,827 | 43,9 |
| 50 | 0,921 | 52,1 | 0,883 | 53,2 | 0,821 | 55,2 | 0,903 | 52,6 | 0,857 | 54,0 | 0,790 | 56,2 | 0,873 | 53,5 | 0,821 | 55,2 | 0,746 | 57,9 |
| 60 | 0,880 | 63,9 | 0,828 | 65,9 | 0,755 | 69,1 | 0,850 | 65,1 | 0,791 | 67,5 | 0,716 | 70,9 | 0,805 | 66,9 | 0,740 | 69,7 | 0,663 | 73,7 |
| 70 | 0,826 | 77,0 | 0,764 | 80,1 | 0,686 | 84,5 | 0,784 | 79,1 | 0,715 | 82,8 | 0,641 | 87,4 | 0,721 | 82,4 | 0,652 | 86,7 | 0,582 | 91,8 |
| 80 | 0,762 | 91,6 | 0,693 | 96,1 | 0,619 | 101,6 | 0,707 | 95,1 | 0,636 | 100,3 | 0,570 | 105,9 | 0,631 | 100,7 | 0,566 | 106,3 | 0,508 | 112,2 |
| 90 | 0,690 | 108,3 | 0,621 | 114,2 | 0,555 | 120,8 | 0,626 | 113,7 | 0,559 | 120,3 | 0,504 | 126,7 | 0,514 | 122,0 | 0,487 | 128,9 | 0,442 | 135,3 |
| 100 | 0,616 | 127,4 | 0,552 | 134,5 | 0,496 | 141,9 | 0,548 | 135,0 | 0,489 | 143,0 | 0,445 | 149,9 | 0,467 | 146,4 | 0,419 | 154,4 | 0,385 | 161,1 |
| 110 | 0,546 | 148,6 | 0,488 | 157,4 | 0,443 | 165,2 | 0,479 | 158,9 | 0,427 | 168,3 | 0,391 | 175,2 | 0,402 | 173,4 | 0,361 | 183,0 | 0,337 | 189,4 |
| 120 | 0,482 | 192,8 | 0,431 | 182,7 | 0,396 | 190,6 | 0,418 | 185,6 | 0,374 | 196,2 | 0,349 | 203,1 | 0,347 | 203,7 | 0,313 | 214,5 | 0,296 | 220,5 |
| 130 | 0,426 | 199,1 | 0,382 | 210,3 | 0,355 | 218,2 | 0,366 | 214,8 | 0,328 | 226,9 | 0,310 | 233,5 | 0,302 | 236,5 | 0,273 | 248,8 | 0,261 | 254,4 |
| 140 | 0,377 | 228,0 | 0,339 | 240,4 | 0,318 | 248,2 | 0,322 | 246,7 | 0,290 | 259,9 | 0,277 | 266,0 | 0,264 | 272,4 | 0,240 | 285,7 | 0,231 | 291,2 |
| 150 | 0,339 | 259,1 | 0,302 | 272,9 | 0,267 | 279,9 | 0,285 | 280,9 | 0,257 | 295,9 | 0,248 | 301,2 | 0,233 | 310,7 | 0,212 | 325,7 | 0,206 | 330,4 |
| 160 | 0,299 | 292,6 | 0,271 | 307,3 | 0,259 | 314,4 | 0,254 | 317,4 | 0,229 | 334,3 | 0,223 | 338,8 | 0,207 | 351,6 | 0,188 | 369,0 | 0,184 | 373,0 |
| 170 | 0,268 | 328,3 | 0,243 | 344,8 | 0,235 | 350,6 | 0,227 | 356,8 | 0,205 | 376,5 | 0,201 | 379,2 | 0,184 | 396,3 | 0,168 | 414,8 | 0,166 | 417,2 |
| 180 | 0,242 | 365,9 | 0,220 | 383,7 | 0,213 | 390,0 | 0,204 | 398,5 | 0,185 | 418,5 | 0,182 | 421,9 | 0,165 | 443,1 | 0,151 | 463,2 | 0,150 | 464,7 |
| 190 | 0,219 | 406,0 | 0,199 | 425,9 | 0,195 | 430,2 | 0,184 | 442,9 | 0,167 | 468,0 | 0,166 | 466,8 | 0,149 | 492,2 | 0,137 | 513,3 | 0,136 | 515,2 |
| 200 | 0,199 | 448,3 | 0,181 | 470,1 | 0,178 | 474,0 | 0,167 | 489,4 | 0,152 | 513,0 | 0,151 | 514,8 | 0,138 | 544,3 | 0,124 | 567,9 | 0,124 | 567,9 |
| 210 | 0,181 | 493,6 | 0,165 | 520,1 | 0,162 | 521,7 | 0,152 | 538,6 | 0,139 | 563,3 | 0,139 | 563,3 | 0,122 | 601,2 | 0,113 | 624,7 | 0,113 | 624,7 |
| 220 | 0,166 | 539,9 | 0,152 | 564,2 | 0,152 | 564,2 | 0,139 | 590,0 | 0,127 | 617,3 | 0,129 | 617,3 | 0,112 | 657,3 | 0,101 | 692,2 | 0,101 | 692,2 |
| 230 | 0,159 | 588,0 | 0,139 | 616,9 | 0,139 | 616,9 | 0,128 | 642,9 | 0,117 | 642,4 | 0,117 | 672,4 | 0,099 | 730,9 | 0,094 | 750,1 | 0,094 | 750,1 |
| 240 | 0,140 | 641,4 | 0,129 | 668,2 | 0,129 | 668,2 | 0,118 | 698,7 | 0,108 | 730,3 | 0,108 | 730,3 | 0,095 | 778,6 | 0,088 | 809,0 | 0,088 | 809,0 |
| 250 | 0,129 | 696,0 | 0,120 | 696,0 | 0,120 | 721,6 | 0,109 | 757,2 | 0,102 | 782,9 | 0,101 | 786,5 | 0,088 | 842,7 | 0,081 | 848,4 | 0,081 | 878,4 |

* Metoda stărilor limită $\xi = \frac{\lambda}{\sqrt{\varphi}} = \sqrt{\frac{R_f^2 K R}{N}}$ unde $K$ = coeficient de profil conform tabelului 10.4

*Tabelul 10.4*

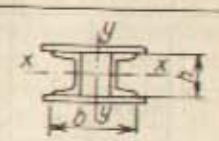
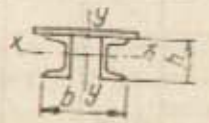
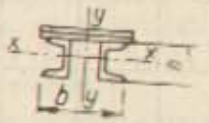
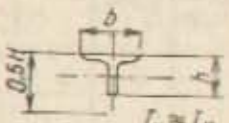
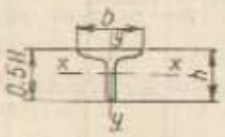
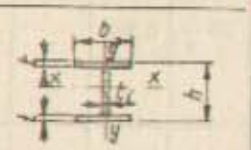
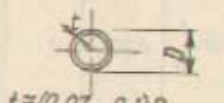
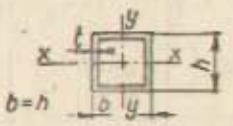
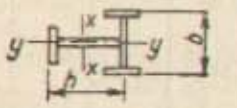
| Secțiunea | Coeficienții de profil ($K$) | | | | Coeficienții razelor de inerție | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | Axa $x-x$ | | Axa $y-y$ | | Axa $z-z$ | Axa $y-y$ | |
| | Precizări | $K_x = \frac{A^*}{I_x}$ | Precizări | $K_y = \frac{A^*}{I_y}$ | $\varepsilon_x = \frac{i_x}{h}$ | Precizări | $\varepsilon_y = \frac{i_y}{b}$ |
| 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 |
| 1 | | 5,50 | | 2,10 | 0,200 | | 0,200 |
| 2 | | 4,60 | $t$ 8 | 2,00 | 0,300 | | 0,200 |
| | | | 10 | 1,90 | | | |
| | | | 12 | 1,80 | | | |
| | | | 15 | | | | |
| 3 | $h:0,5$ $b$ 1:2 | 0,80 | $h:0,5$ $b$ 1:2 | 0,80 | 0,280 | | 0,240 |
| | 2:3 | 1,00 | 2:3 | 1,00 | | | |
| 4 | $h:0,5$ $b$ 1:2 | 5,50 | $h:0,5$ $b$ 1:2 | 5,50 | 0,320 | | 0,200 |
| | 2:3 | 3,40 | 2:3 | 3,40 | | | |
| 5 | | 2,90 | | | 0,185 | | 0,185 |
| 6 | | 2,90 | | | | | |
| 7 | $t$ 8 | 4,20 | $t$ 8 | 4,20 | 0,210 | | 0,210 |
| | 10 | 4,00 | 10 | 4,00 | | | |
| | 12 | 3,80 | 12 | 3,80 | | | |
| | 15 | 3,60 | 15 | 3,60 | | | |
| 8 | | 7,35 | | | 0,320 | | 0,320 |
| 9 | $h = 3c$ | 0,550 | $h = 3c$ | 0,550 | 0,430 | | 0,430 |
| | $h = 4c$ | 0,300 | $h = 4c$ | 0,300 | | | |

*Tabelul 10.4* (continuare)

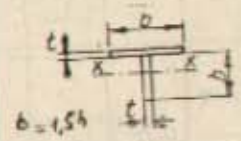
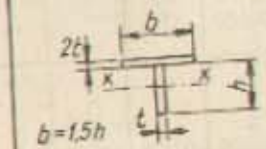
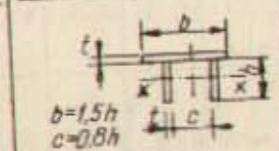
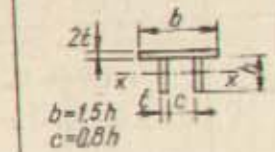
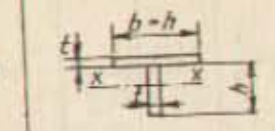
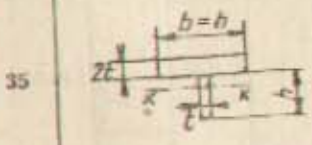
| | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 10 |  | $h \leqslant 20$ | 0,580 | $h \leqslant 30$ | 9,650 | 0,400 | | 0,208 |
| | | $h > 20$ | 0,480 | $h > 30$ | 11,000 | | | |
| 11 |  | | | | 6,00 | 0,417 | | 0,222 |
| 12 |  | | 1,50 | | | 0,440 | | 0,380 |
| 13 |  | $h \leqslant 20$ | 0,580 | | | 0,400 | | 0,512 |
| | | $h > 20$ | 0,480 | | | | | |
| 14 |  | $h < 20$ | 1,200 | $h < 20$ | 6,700 | 0,386 | | 0,200 |
| | | $h \geqslant 20$ | 1,000 | $h \geqslant 20$ | 7,600 | | | |
| 15 |  | $h < 20$ | 1,200 | $t = 0$ | 1,90 | 0,386 | | 0,455 |
| | | $h \geqslant 20$ | 1,000 | | | | | |
| 16 |  | $h < 20$ | 1,200 | $I_y > 1{,}1\,I_x$ | | 0,386 | $h<20$ | 0,750 |
| | | $h \geqslant 20$ | 1,000 | | | | $h\geqslant 20$ | 0,670 |
| 17 |  | | 2,10 | | | 0,320 | | 0,580 |
| 18 |  | $h < 20$ | 1,750 | $h < 20$ | 1,800 | 0,410 | | 0,380 |
| | | $h \geqslant 20$ | 1,200 | $h \geqslant 20$ | 1,200 | | | |



*Tabelul 10.4* (continuare)

| | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 19 |  | $I_y > 1{,}1I_x$ | 1,90 | | | 0,450 | | 0,320 |
| 20 |  | | 1,55 | | | 0,390 | | 0,320 |
| 21 |  | | 2,30 | | | 0,395 | | 0,330 |
| 22 |  | $h < 15$ | 1,840 | $h < 15$ | 4,830 | 0,297 | | 0,208 |
| | | $h \geqslant 15$ | 1,550 | $h \geqslant 15$ | 5,500 | | | |
| 23 |  | | 3,800 | | 3,800 | 0,278 | | 0,278 |
| 24 |  | | 0,435 | | 1,400 | 0,40...<br>0,45 | | 0,22...<br>0,26 |
| 25 |  | | $28\frac{t}{D}$ | | $28\frac{t}{D}$ | $I_x = 0{,}35\ D_m$<br>$D_m = D - t$ | | |
| 26 |  | | $26\frac{t}{h}$ | | $26\frac{t}{h}$ | 0,410 | *h, b medii* | 0,410 |
| 27 |  | | | | | 0,480 | | 0,320 |

*Tabelul 10.4* (continuar c

| | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 28 | | | | | | 0,490 | | 0,320 |
| 29 | | | 1,000 | | | 0,500 | | 0,390 |
| 30 |  | | | | $23\frac{t}{h}$ | 0,300 | | 0,220 |
| 31 |  | | | | $29\frac{t}{h}$ | 0,320 | | 0,230 |
| 32 |  | | | | $20\frac{t}{h}$ | 0,360 | | 0,280 |
| 33 |  | | | | $28\frac{t}{h}$ | 0,330 | | 0,280 |
| 34 |  | | | | $48\frac{t}{h}$ | 0,330 | | 0,210 |
| 35 |  | | | | $54\frac{t}{h}$ | 0,310 | | 0,240 |



Pentru alte cazuri (bare de grinzi cu zăbrele, contravîntuiri, stîlpi ai structurilor în cadre etc.) lungimile de flambaj sînt date în STAS 10108/0-78 precum și în capitolele aferente la diferite tipuri de structuri.

Pentru predimensionare se pot folosi valorile aproximative ale razelor de inerție sau valorile $\xi$ utilizînd tab lele 10.3 și 10.4.

Referitor la modurile de pierdere a stabilității generale în funcție de tipul secțiunii transversale și tensiunile remanente din fabricație, pe lîngă indicațiile din tabelul 8.6 se mai fac următoarele precizări necesare unei proiectări eficiente :

— barele comprimate care au două axe de simetrie în general nu-și pierd stabilitatea prin încovoiere-răsucire, deci în calculele practice verificarea cu $\varphi_{tr} = \Phi(\lambda_{tr} = \gamma\lambda_y)$ nu este necesară ;

— barele realizate dintr-o singură cornieră sau din două corniere puțin depărtate, avînd zvelteți $\lambda_{max} > 60\ldots70$ de regulă își pierd stabilitatea prin încovoiere ($\lambda_x \rightarrow \varphi_x$ ; $\lambda_y \rightarrow \varphi_y$) nefiind necesară și verificarea flambajului prin încovoiere-răsucire ;

— alte secțiuni cum sînt secțiunile în T cu zvelteți mici și medii ($\lambda_{max} < 70\ldots80$), profilele $\sqcap$ adînci, două corniere puțin depărtate rigide ($\lambda_{max} < 60\ldots70$) și celelalte secțiuni cu o singură axă de simetrie se verifică cu $\varphi_{min}$ provenind fie din flambajul simplu prin încovoiere ($\lambda_x \rightarrow \varphi_x$ ; $\lambda_y \rightarrow \varphi_y$), fie dintr-o eventuală pierdere a stabilității prin încovoiere-răsucire ($\lambda_{tr} = \gamma \cdot \lambda_y \rightarrow \varphi_{tr}$) ;

— barele care-și pierd stabilitatea prin încovoiere ($\lambda_x$ ; $\lambda_y$) se încadrează în curbele *A*, *B* sau *C* în funcție de tipul secțiunii transversale (tab. 8.6), iar barele care se verifică prin încovoiere-răsucire sînt încadrate de regulă în curba *B*.

Zvelțețea barei $\lambda$, necesară obținerii coeficienților $\varphi$ din tabelul 8.8 se determină astfel :

— flambaj prin încovoiere :

$$\lambda_x = \frac{\mu_x \cdot l}{i_x} = \frac{l_f^x}{i_x} ; \quad \lambda_y = \frac{\mu_y l}{i_y} = \frac{l_f^y}{i_y} ; \tag{10.4}$$

— flambaj prin încovoiere-răsucire (vezi § 8.3.4.3. și fig. 10.10) :

$$\lambda_{tr} = \gamma\lambda_{y'} \tag{10.5}$$

unde :

$$\gamma = \sqrt{\frac{c^2 + i_\omega^2}{2c^2}\left[1 + \sqrt{1 - \frac{4c^2 \cdot i_p^2}{(c^2 + i_\omega^2)^2}}\right]} \tag{10.6}$$

$$c^2 = \frac{\left(\frac{\mu_x}{\mu_\omega}\right)^2 \cdot I_\omega + 0{,}039(\mu_y \cdot l) \cdot I_t}{I_y} , \tag{10.7}$$

$$i_p^2 = i_x^2 + i_y^2 ; \; i_0^2 = i_x^2 + i_y^2 + y_s^2 . \tag{10.8}$$

În relațiile (10.4) și (10.7) coeficienții $\mu_x$, $\mu_y$ și $\mu_\omega$ țin seama de tipul legăturilor de pe lungimea sau de la extremitatea barei (vezi indicațiile de la § 8.3.3).

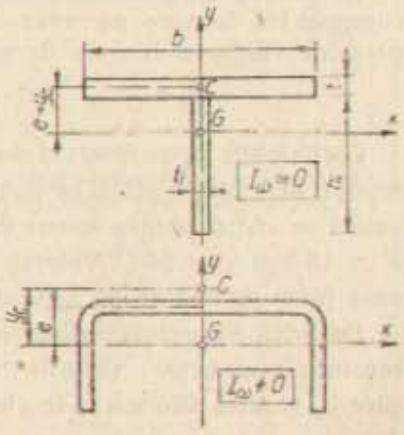



**Fig. 10.10.** Secțiuni monosimetrice.

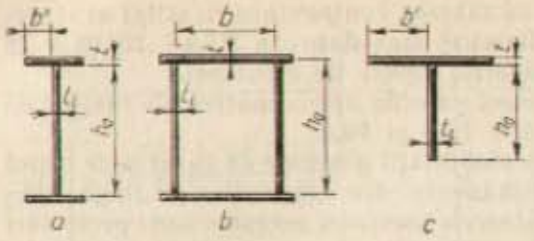


Fig. 10.11. Inimi și tălpi ale barelor comprimate :
a — dublu T ; b — secțiune închisă (chesonată) ; c — secțiune T.

Barele alcătuite din două profile apropiate solidarizate conform prevederilor arătate la § 10.2.2 (v. fig. 10.4) se pot calcula ca bare cu secțiune plină. Valorile razelor de inerție sînt :

$$i_x = \sqrt{\frac{2I_{x1}}{2A_1}} = i_{x1}\,; \tag{10.9}$$

$$i_y = \sqrt{\frac{2I_{y1} + 2A_1 c_1^2}{2A_1}} = \sqrt{\frac{2\,I_{y1}}{2\,A_1} + c_1^2} = \sqrt{i_{y1}^2 + c_1^2}. \tag{10.10}$$

O proiectare economică a barelor comprimate centric care-și pot pierde stabilitatea trebuie să respecte următoarele condiții : folosirea unor secțiuni care la suprafață minimă să prezinte momente de inerție cît mai mari (apar astfel economice secțiunile la care materialul este depărtat de axe, deci elementele cu pereți lungi și subțiri) ; dezvoltarea secțiunilor astfel încît coeficienții de flambaj corespunzători modurilor de pierdere a stabilității generale să fie egali ($\varphi_x \simeq \varphi_y \simeq \varphi_{tr}$).

În cazul secțiunilor T sudate unde este necesară și o rigiditate sporită la răsucire, apare indicată o ușoară îngroșare a tălpii în raport cu inima.

Barele comprimate cu secțiune plină care au de regulă pereți subțiri, trebuie astfel proiectate încît să nu se producă fenomene de voalare înainte de cedarea prin flambaj general. Evitarea voalării se poate asigura prin limitarea suplеții plăcii, respectiv a raportului dintre lățimea și grosimea plăcii și care se poate stabili pe baza rezistenței critice la voalare :

$$\sigma_{cr} = 190 k_\sigma \left(\frac{t}{b}\right)^2 10^3 \ \ [\mathrm{N/mm^2}]. \tag{10.11}$$

În ipoteza materialului elasto-plastic ideal (ipoteza Prandtl) pentru o bară comprimată la care nu apare fenomenul de flambaj, condiția ca să nu se producă voalarea înainte de plastificare este dată de relația :

$$\sigma_{cr} = \sigma_c. \tag{10.12}$$

Coeficienții $k_\sigma$ necesari determinării valorii lui $\sigma_{cr}$ (10.11) pentru diferite moduri de legare a plăcii pe contur, se pot lua din tabelul 8.13. Aplicînd aceste valori se obțin pentru cazul din figura 10.11, *a*, la un element din OL 37 : $b' \simeq 18 \cdot t$ și $h_0 = 56\, t_i$. Valorile determinate au la bază ipoteza acoperitoare a unei plăci articulate pe contur (pe una, respectiv pe două laturi).

Datorită imperfecțiunilor geometrice și structurale (deformații inițiale și tensiuni remanente) valorile rezistențelor critice și respectiv ale coeficienților $k_\sigma$ rezultă mai mici ; în consecință și valorile $b'/t$ și $h_0/t_i$ rezultă mai reduse.



La bare la care apare fenomenul de flambaj general, nivelul de solicitare efectivă $\sigma = N/A$ scade pe măsură ce zvelțețea $\lambda$ crește și în consecință suplețea $\frac{b'}{t} = k_1$ și $\frac{h_0}{t_i} = k_2$ cresc. În tabelele 10.5 și 10.6 sînt date valorile suplețelor limită ale plăcilor pentru diferite elemente de construcții metalice.

*Tabelul 10.5*

| Elementul secțiunii | Suplețea maximă admisă după STAS 10108/0-78 | Observații | |
|---|---|---|---|
| Inima unei secțiuni dublu T | $\frac{h_0}{t_i} \leqslant 40\sqrt{\frac{210}{R}} + 0{,}4\lambda \leqslant 75$ | Notații conform figurii 10.11, *a* | $\beta = \frac{b \cdot t_i^3}{h_0 t^3}$ pentru inimă |
| Inima și tălpile unui cheson | $\frac{h_0}{t_i} - \frac{b}{t} \leqslant$ $\leqslant 20\sqrt{1 + 3(1-\beta)}\sqrt{\frac{210}{R}} +$ $+ 0{,}25\lambda \leqslant 75$ | Valabil pentru figura 10.11, *b* | $\beta = \frac{h_0 t^3}{b \cdot t_i^3}$ pentru tălpi<br>$\sigma = N/A$<br>Dacă $\sigma < \varphi R$ suplețele $h_0/t_i$ respectiv $b/t$ se multiplică cu $\sqrt{\frac{R\varphi}{\sigma}}$ fără ca valoarea lor să depășească 90 |
| Talpa unei secțiuni T sau dublu T | $\frac{b'}{t} \leqslant k_1$ și $\frac{b'}{t} \leqslant k_1\sqrt{\frac{R\varphi}{\sigma}} \leqslant 1{,}25k_1$ adică $\sqrt{\frac{R\varphi}{\sigma}} \leqslant 1{,}25$ | Valabile notațiile din figurile 10.11, *a* și 10.11, *c*<br>Coeficientul $k_1$ se ia din tabelul 10.6;<br>$\sigma = N/A$ | |
| Inimile secțiunilor T | $\frac{h_0}{t_i} \leqslant k_2$ $\frac{h_0}{t_i} \leqslant k_2\sqrt{\frac{R\varphi}{\sigma}} \leqslant 1{,}25k_2$ adică $\sqrt{\frac{R\varphi}{\sigma}} \leqslant 1{,}25$ | Valabile notațiile din figurile 10.11, *c*<br>Coeficientul $k_2$ se ia din tabelul 10.6;<br>$\sigma = N/A$ | |

*Tabelul 10.6*

| Marca oțelului | Coeficientul de zvelțe λ al barei | | | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | 25 | | 50 | | 75 | | 100 | | 125 | |
| | $k_1$ | $k_2$ | $k_1$ | $k_2$ | $k_1$ | $k_2$ | $k_1$ | $k_2$ | $k_1$ | $k_2$ |
| OL 37 | 14 | 15 | 15 | 17 | 16,5 | 19 | 18 | 21 | 20 | 23 |
| OL 44 | 13 | 14 | 14 | 16 | 15,5 | 18 | 17 | 20 | 19 | 22 |
| OL 52 | 12 | 13 | 13 | 15 | 14,5 | 17 | 16,5 | 19 | 18,5 | 21 |
| OCS 55 | 11 | 12 | 12 | 13,5 | 13 | 15 | 14,5 | 17 | 16 | 18,5 |
| OCS 58 | 10,5 | 11 | 11 | 13 | 12,5 | 14,5 | 14 | 16 | 15 | 17 |

Cînd $\sigma < R$ valorile coeficienților $k_1$ și $k_2$ pot fi majorate prin înmulțirea cu $\sqrt{\frac{R\varphi}{\sigma}}$, dar nu cu mai mult de 25%.

### 10.2.5. CALCULUL BARELOR COMPRIMATE ALCĂTUITE DIN ELEMENTE DEPĂRTATE

Comportarea acestor bare este influențată de existența elementelor de solidarizare care constituie legături elastice între elementele longitudinale (v. capitolul 8).

În consecință verificarea la flambaj a barelor solidarizate cu plăcuțe sau zăbrele se efectuează diferențiat în raport cu axa $x-x$ care întîlnește elementele secțiunii, respectiv față de axa $y-y$ care nu întîlnește aceste elemente (fig. 10.12).

Relația generală de verificare poate fi pusă sub forma :

$$\frac{N}{\varphi A} \leqslant R, \tag{10.13}$$

în care $A$ este aria secțiunii brute a barei, iar $\varphi$ — coeficientul minim de flambaj al barei (tabelul 8.8). În raport cu axa $x-x$ care taie materialul sau cu axa $y-y$ care nu taie materialul (de regulă curba $B$). $\varphi = \min(\varphi_x, \varphi_{yfr})$, în funcție și de forma secțiunii transversale (v. tab. 8.6).

Un element este bine proiectat dacă $\varphi_x = \varphi_{yfr}$. Flambajul după axa $x-x$, care taie materialul, se produce ca la barele cu secțiune plină, coeficientul de flambaj $\varphi_x$ corespunzător calculîndu-se ca atare, folosind coeficientul de zvelțe $\lambda_x$ :

$$\lambda_x = \frac{l_{fx}}{i_x}. \tag{10.14}$$

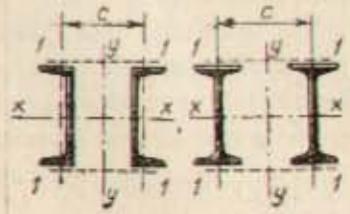



Fig. 10.12. Verificarea secțiunilor alcătuite din elemente depărtate.



Flambajul după axa $y-y$ care nu taie materialul este influențat de deformabilitatea elementelor de solidarizare care leagă între ele ramurile barei, împiedicîndu-le să se încovoaie separat. Coeficientul $\lambda_{yfr}$ se determină folosind coeficientul de zvelțe $\lambda_1$

$$\lambda_{yfr} = \sqrt{\lambda_y^2 + \lambda_1^2}; \quad \lambda_y = \frac{l_{fy}}{i_y}. \tag{10.15}$$

*În cazul zăbrelelor :*

$$\lambda_1 = \pi\sqrt{\frac{A}{A_d}\,\frac{1}{\sin\alpha\cos^2\alpha}} = \pi\sqrt{\frac{A}{A_d}\,\frac{l_d^3}{l_1 c^2}} < \lambda_{min,\ bara};\ \lambda_1 \leqslant 70, \tag{10.16}$$

în care $A$ și $A_d$ sînt ariile brute ale secțiunii întregii bare, respectiv a zăbrelelor așezate de o parte și de alta a barei ; $l_d$ ; $l_1$ ; $c$ — dimensiunile panoului zăbrelit, $\alpha$ — unghiul făcut de zăbrea cu orizontala (fig. 10.13).

*În cazul plăcuțelor :*

$$\lambda_1 = \frac{l_1}{i_1} \leqslant 40 \tag{10.17}$$

în care $l_1$ este distanța dintre axele plăcuțelor, iar $i_1$ — raza de inerție a unui singur element în raport cu axa proprie (paralelă cu axa $y-y$ a barei) perpendiculară pe planul plăcuțelor.

Pentru a se putea aplica acest calcul este necesar ca rigiditatea plăcuței să fie suficient de mare, astfel încît să asigure o încastrare a ramurii în ea.

Această condiție este exprimată sub forma raportului între rigiditățile la încovoiere ale unei plăcuțe și ale unei ramuri care nu trebuie să coboare sub valoarea 5, adică :

$$\left(\frac{I_p}{c}\right) \cdot \left(\frac{I_r}{l_1}\right) \geqslant 5.$$

În caz contrar se aplică prevederile din tabelul 8.11.

Pentru alte cazuri de alcătuire, de exemplu un element comprimat cu patru ramuri sau un stîlp solidarizat cu plăcuțe elastice, la determinarea zvelțeții transformate $\lambda_{1f}$ se aplică indicațiile din tabelul 8.11.

*Influența forței tăietoare asupra barelor solidarizate cu plăcuțe.* Așa cum rezultă din figura 10.14 ramura elementului comprimat este solicitată și de un moment încovoietor, a cărei valoare maximă se dezvoltă lîngă plăcuță

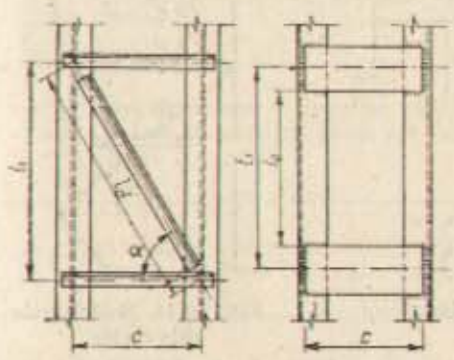



Fig. 10.13. Dimensiunile de calcul ale panourilor barelor solidarizate cu plăcuțe sau zăbrele.

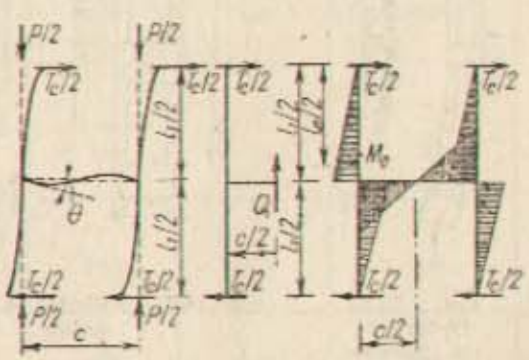



Fig. 10.14. Solicitarea la încovoiere a plăcuțelor.

$M_0 = \frac{1}{4} T_c l_0$. În cazul cînd $l_1 \leqslant 40 i_1$ se poate admite neglijarea acestui momen considerînd că valorile maxime se produc în realitate spre reazemele barei acolo unde forța tăietoare este maximă, dar influența încovoierii generale produsă de flambaj este minimă.

### 10.2.6. CALCULUL ELEMENTELOR DE SOLIDARIZARE

Fenomenul de încovoiere care apare la flambaj este însoțit și de apariția unei forțe tăietoare (dată în tab. 8.12), solicitînd elementele de solidarizare, care au rolul să împiedice alunecarea relativă a elementelor longitudinale ale barei (fig. 10.15).

10.2.6.1. **Calculul plăcuțelor.** Considerînd plăcuțele ca riglele unui cadru etajat ai căror stîlpi sînt elemente longitudinale comprimate și supuse la o forță orizontală $T_c$, se obține diagrama de momente din figura 10.14.

Momentul încovoietor și forța tăietoare maximă în planul unei plăcuțe sînt :

$$M_1 = \frac{T_c l_1}{4}; \quad Q_1 = \frac{T_c l_1}{2c}. \tag{10.18}$$

Plăcuțele de solidarizare se verifică cu relațiile :

$$\sigma_p = \frac{M_1}{W_p} \leqslant R \text{ și } \tau_{max} = 1{,}5 \frac{Q_1}{t_p \cdot h_p} \leqslant R_f. \tag{10.19}$$

ar prinderea ei se calculează conform schemei din figura 10.16 la momentul $M_1$ și respectiv la forța tăietoare $Q_1$ (v. § 4.10.2.2).

10.2.6.2. **Calculul zăbrelelor.** Efortul într-o diagonală se calculează ca la grinzile cu zăbrele cu tălpi paralele (fig. 10.17) :

$$D_1 = \pm \frac{T_c}{2 \cos \alpha}. \tag{10.20}$$

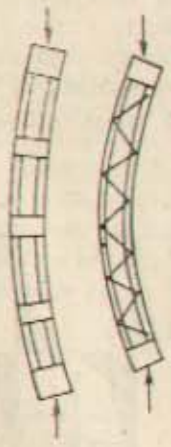


Fig. 10.15. Deformația barelor comprimate la pierderea stabilității.

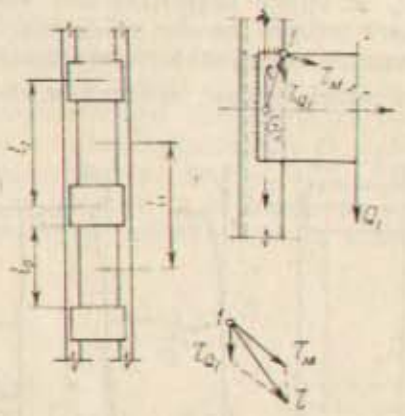


Fig. 10.16. Solicitările plăcuțelor sudate.

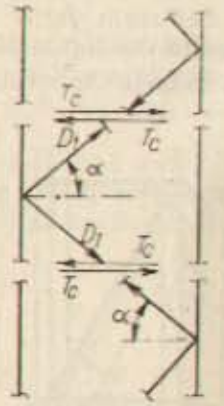


Fig. 10.17. Solicitările zăbrelelor.



Aceeași diagonală poate fi întinsă sau comprimată după modul cum se produce deformarea barei în ansamblu. Diagonalele, realizate de regulă din corniere, profile T sau U sau uneori, la elemente mici, din oțel lat sau oțel rotund, se verifică la compresiune cu relația :

$$\frac{D_1}{\varphi \cdot A_{1d}} \leqslant m \cdot R. \tag{10.21}$$

în care : $A_{1d}$ reprezintă aria unei diagonale ;
$\varphi$ — coeficientul minim de flambaj al zăbrelei ;
$m$ — coeficientul condițiilor de lucru egal cu 0,75 dacă diagonala este formată dintr-o singură cornieră cu aripi egale prinsă de o singură aripă și 0,9 cînd cornicera este cu aripi neegale și prinsă pe aripa lată.

### 10.2.7. RIGIDITATEA BARELOR SUPUSE LA EFORTURI AXIALE

Barele construcțiilor metalice trebuie să aibă o rigiditate corespunzătoare pentru a nu se deforma la transport și montaj sau pentru a nu vibra în exploatare. În acest scop coeficienții de zvelțețe ai barelor se limitează în funcție de rolul și importanța elementului în structura de rezistență, de natura încărcărilor (statice sau dinamice) și de alți factori. Aceste valori limită pentru cîteva cazuri curente în practica de proiectare sînt date în tabelele 10.7 și 10.8.

*Tabelul 10.7*

| Nr. crt. | Elemente de construcții întinse | Valoarea admisibilă $\lambda_{max}$ la elemente | | |
|---|---|---|---|---|
| | | solicitate direct de încărcări dinamice | solicitate de încărcări statice | Structura halei solicitată de încărcări date de poduri rulante cu regim de lucru IV și V |
| 1 | Talpa și diagonalele de reazem ale grinzilor cu zăbrele | 250 | 400 | 250 |
| 2 | Celelalte elemente ale grinzilor cu zăbrele | 350 | 400 | 300 |
| 3 | Talpa inferioară a grinzilor căilor de rulare cu secțiune plină sau cu zăbrele | 150 | — | 150 |
| 4 | Elementele contravîntuirilor verticale între stîlpi sau sub căile de rulare | 300 | 300 | 200 |
| 5 | Alte elemente de construcții | 400 | 400 | 300 |

*Tabelul 10.1*

| Nr. crt. | Elemente de construcții comprimate | Valoarea maximă admisibilă $\lambda_{max}$ |
|---|---|---|
| 1 | La grinzi cu zăbrele:<br>— tălpi, diagonale de reazem și montanți de reazem care transmit reacțiuni pe reazeme | 120 |
| | — celelalte elemente | 150 |
| 2 | Stîlpi principali | 120 |
| | Stîlpi secundari (stîlpii pereților metalici ai luminatoarelor etc.) zăbrelele stîlpilor și contravîntuirilor între stîlpi (sub grinzile de rulare) | 150 |
| 3 | Contravîntuiri (exclusiv cele arătate la 2) | 250 |
| 4 | Bare care servesc la micșorarea lungimii de flambaj a barelor comprimate și alte elemente care nu fac parte din elementele solicitate direct | 250 |
| 5 | Talpa superioară a fermei acoperișului care rămîne nelegată în timpul montajului (coeficientul de zvelteță limită după efectuarea montajului trebuie să fie cel indicat la nr. crt. 1) | 250 |
| 6 | Diagonalele construcțiilor spațiale dintr-o singură cornieră, diagonală solicitată sub 50% din capacitatea portantă | 180 |
| | Diagonală solicitată sub 100% din capacitatea portantă | 150 |
| | Între 50% și sub 100% se interpolează liniar. | — |

## 10.3. BARE CU SECȚIUNE PLINĂ SOLICITATE LA ÎNCOVOIERE

### 10.3.1. ELEMENTE GENERALE

Elementele supuse la încovoiere se alcătuiesc astfel încît materialul să fie distribuit cît mai favorabil pentru preluarea eforturilor. În acest sens aparționale secțiunile în formă de dublu T, care sînt cu atît mai eficiente cu cît materialul este concentrat mai mult în tălpi și situat la o distanță cît mai mare față de axa secțiunii.

Este recomandabil ca elementele încovoiate să aibă o secțiune simetrică față de planul de acțiune al forțelor, evitîndu-se astfel solicitări suplimentare de răsucire.

La solicitări reduse elementele încovoiate se pot realiza din profile laminate la cald sau formate la rece (v. cap. 11). Uneori elementele pot fi alcătuite din două profile solidarizate. Dacă deschiderile și încărcările sînt mai mari este necesară întărirea profilelor cu alte profile sau cu platbande prinse cu ajutorul sudurii (fig. 10.18).

Sporirea capacității portante a profilelor se realizează prin tăierea și recompunerea lor sub formă de grinzi cu goluri în inimă sau cu înălțime variabilă (fig. 10.19).



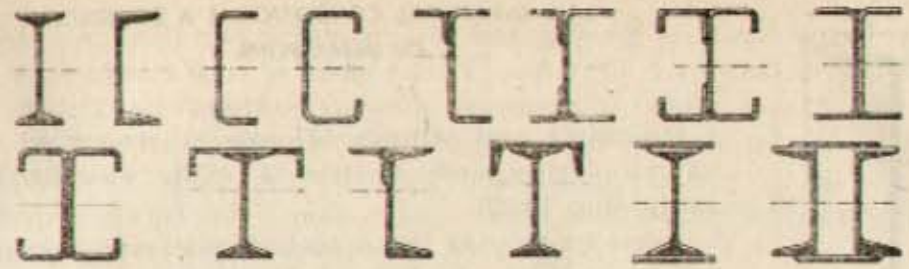


Fig. 10.18. Bare cu secțiune plină supuse la încovoiere.

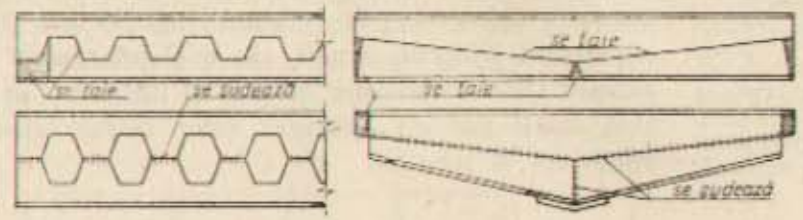



Fig. 10.19. Grinzi cu goluri în inimă (ajurate) și grinzi cu înălțime variabilă.

În cazul unor solicitări importante elementele cu secțiune plină se realizează prin asamblarea prin sudare a unor platbande sau table groase alcătuind așa-numitele grinzi cu inimă plină. Alcătuirea grinzilor este foarte variată; ele pot fi în formă de dublu T cu tălpi egale sau inegale, cu secțiune închisă, cu secțiune în $\pi$ etc. (fig. 10.20).

Elementele încovoiate se pot realiza din oțel carbon OL 37, din oțeluri slab aliate (OL 44 sau OL 52) sau oțeluri cu granulație fină pentru construcții sudate (OCS 44; OCS 52; OCS 55 sau OCS 58).

Mai recent au fost realizate grinzi cu tălpi alcătuite din oțeluri superioare slab aliate, iar inima din oțel OL 37 (grinzi hibride), obținîndu-se un cost mai redus al elementelor (v. capitolul 13).

Elemente încovoiate se pot realiza de asemenea din aliaje de aluminiu, sub formă de profile sau de elemente compuse alcătuite prin sudare sau nituire (fig. 10.21).

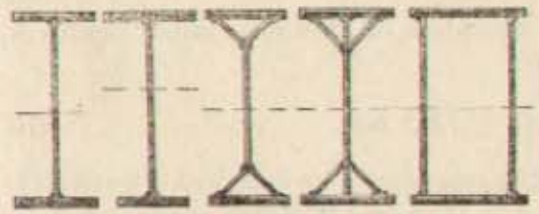


Fig. 10.20. Secțiuni de grinzi supuse la solicitări importante de încovoiere.

Fig. 10.21. Secțiuni de grinzi din aliaje de aluminiu.

Fig. 10.22. Grindă sudată, dimensiunile caracteristice ale secțiunii.

### 10.3.2. ALCĂTUIREA CONSTRUCTIVĂ A GRINZILOR CU INIMĂ PLINĂ

Realizarea unei secțiuni raționale și economice cere ca între dimensiunile acesteia să existe anumite proporții (fig. 10.22).

*Inima* participînd într-o măsură mai redusă la preluarea eforturilor unitare de încovoiere este necesar să fie cît mai subțire; apare indicat ca suplețea (raportul dintre înălțime și grosime) să fie cît mai mare. Fenomenele de voalare impun însă limitarea suplețelor. Valorile uzuale ale suplețelor sînt date în tabelul 10.9, valori care nu exclud utilizarea de suplețe mai mari, dar cu aplicarea unor măsuri speciale de rigidizare a inimilor.

*Tabelul 10.9*

| $h_g$ (m) | <1 | 1 | 1,5 | 2,0 | 3,0 | 4,0 | 5,0 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $t_i$ (mm) | 6...8 | 8... 10 | 10... 12 | 12... 14 | 16...18 | 20... 22 | 22... 24 |
| $h_i/t_i$ | 80...125 | 100...125 | 125...150 | 145...165 | 165...185 | 185...200 | 210...230 |

Înălțimea inimii determină înălțimea grinzii. Există o anumită valoare optimă pentru această înălțime, care conduce la un consum minim de oțel: greutatea minimă se obține cînd secțiunea inimii și a tălpilor sînt aproximativ egale. În practică aria secțiunii tălpii $A_t = (0.5...0.6)\ A_{grinda}$. Înălțimea corespunzătoare a inimii este dată de relația (10.22):

$$h_i = k\sqrt{\frac{W}{t_i}}, \qquad (10.22)$$

$k$ fiind 1,15 pentru grinzi sudate cu secțiune constantă și 1,10 pentru grinzi sudate cu secțiune variabilă.

Valoarea $W$ rezultă din condiția $W = M/R$, iar grosimea inimii se alege din considerente constructive.

Pentru calcule preliminare se consideră că grosimea inimii pentru $h_g = 0{,}8...2$ m se poate lua:

$$t_i \simeq (7 + 3\,h_g)\ \text{mm}, \qquad (10.23)$$

în care $h_g$ este înălțimea grinzii, în m.

Grosimea inimii coboară în mod normal pînă la 6 mm, iar la grinzi ușoare cum sînt de exemplu panele de acoperiș, pînă la 3...5 mm. Pentru alte cazuri se pot folosi valorile din tabelul 10.9.



Înălțimea grinzii este în funcție și de deschiderea $l$. La grinzi simplu rezemate cu încărcări mari se poate lua $l/h_g = 8...10$. La grinzi cu încărcări mici și la grinzi continue valoarea raportului se poate lua 15...20 și chiar 30. Uneori pe reazemele de continuitate sînt necesare sporuri de înălțime (vute).

*Tălpile* participă într-o măsură importantă la preluarea momentului încovoietor, respectiv (0,7...0,8) $M$.

Din condiții de rigiditate transversală și de stabilitate generală apare indicată o lățime mai mare a tălpilor. Lățimea tălpilor se ia de regulă în limitele 1/5...1/3 din înălțimea grinzii. În anumite cazuri se pot adopta și lățimi mai mari. Raportul limită între lățime și grosime determinat din condițiile de stabilitate locală și reflectat în lățimea $b'$ (fig. 10.22) se va încadra în limita dată de tabelul 10.10.

*Tabelul 10.10*

| Oțel | OL 37 | OL 44 | OL 52 | OCS 55 | OCS 58 |
|---|---|---|---|---|---|
| $b'/t$ | 15 | 14 | 13 | 12 | 11 |

În cazul grinzilor ale căror tălpi sînt mai slab solicitate, lățimea $b'$ din tabelul 10.10 poate fi majorată la:

$b' = b'\sqrt{R/\sigma}$ limitîndu-se la $b' \leqslant 1.25\ b'$, unde $\sigma$ este cea mai mare dintre valorile $\sigma = \frac{M}{\varphi_x W}$ sau $\sigma = \frac{M_x}{I_x} y + \frac{M_y}{I_y} x$, calculat la fibra cea mai comprimată.

Tălpile grinzilor sudate se alcătuiesc dintr-o platbandă laminată sau mai frecvent dintr-o fîșie de tablă tăiată. Grosimea $t$ a acestei platbande se recomandă să nu depășească 25 mm. Pentru cazuri speciale grosimea se poate majora la 30, 40 mm și excepțional 45 mm. Grosimea tălpii nu va depăși de trei ori grosimea inimii.

Folosirea de platbande suprapuse (fig. 10.23) nu apare indicată la grinzile sudate datorită distribuției neuniforme a eforturilor unitare în secțiune.

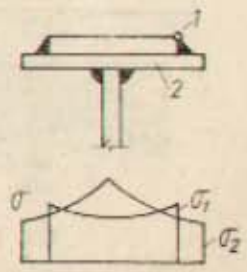



Fig. 10.23. Repartizarea eforturilor unitare în platbande suprapuse.

Dimensionarea grinzii efectuată pe baza momentului maxim nu asigură întotdeauna o folosire rațională a metalului. De aceea la grinzile cu deschidere mare apare indicat să se efectueze variația secțiunii grinzii în lungul ei. Această variație se poate realiza prin variația înălțimii grinzii (fig. 10.24), prin variația secțiunii tălpilor sau prin variația ambelor elemente.

La grinzile sudate această variație se obține prin modificarea secțiunii platbandei: a grosimii, a lățimii sau a ambelor dimensiuni (fig. 10.25). Înnădirile platbandelor la tălpi se realizează prin suduri cap la cap (în adîncime) executate transversal sau sub un unghi de 45°. În ultimul caz se asigură o capacitate portantă la eforturi de întindere a înnădirii, cel puțin egală cu cea a platbandei, nemaifiind necesară în acest scop o verificare cu raze X sau gama. Acest tip de înnădire creează unele complicații de execuție și este folosit numai în anumite cazuri.

Punctele unde poate fi executată schimbarea de secțiune se determină în funcție de solicitarea grinzii, respectiv în funcție de variația momentului încovoietor.

Schimbarea secțiunii tălpii se face într-o secțiune unde momentul încovoietor calculat are valoarea momentului capabil al secțiunii cu tălpi de dimensiuni mai reduse ($M_1 = W_1 \cdot R$, respectiv $M_2 = W_2 \cdot R$). La grinzile sudate la care schimbarea secțiunii se realizează printr-o sudură cap la cap perpendiculară pe axa tălpii, în relațiile de mai sus se folosesc rezistențele de calcul ale sudurilor; la tălpile întinse acestea pot fi mai reduse decît rezistențele metalului de bază (v. tab. 4.7). Schimbarea de secțiune nu se efectuează în secțiunea teoretică rezultată din calcul, ci în zona de moment mai mic. Aceasta permite ca platbanda cu secțiune mai mare să se încarce cu efortul corespunzător. Decalarea înnădirii (spre zona de solicitare mai mică) față de secțiunea teoretică se va efectua cu cel puțin o jumătate din lățimea platbandei celei mai mari.

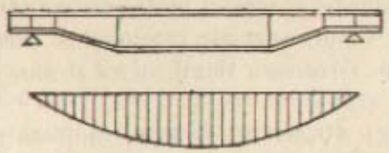


Fig. 10.24. Variația înălțimii grinzii.

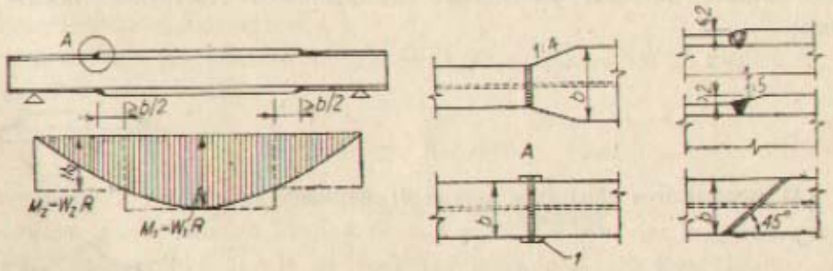



Fig. 10.25. Variația secțiunii tălpilor la grinzi sudate:
1 — piesă de prelungire.





În afară de secțiunea de moment maxim, este necesar să fie verificate secțiunile cu forță tăietoare maximă, precum și alte secțiuni în care atît solicitările de încovoiere, cît și cele de forfecare au valori mari.

Verificarea la efectul momentului și al forței tăietoare se face cu formulele:

$$\sigma_x = \frac{M_x}{W_{nx}} \leqslant R\,; \quad \tau = \frac{TS_x}{t_i I_x} \leqslant R_f. \tag{10.24}$$

în care momentul de inerție $I_x$ și momentul static $S_x$ al secțiunii care alunecă sînt calculate pentru secțiunea brută, iar modulul de rezistență $W_{nx}$ se determină ținînd seama de slăbirile din zona întinsă, dar neglijînd deplasarea axei neutre.

La grinzi cu tălpi cu secțiuni egale sau la cele cu tălpi inegale la care talpa mai mică reprezintă cel puțin 0,15 din aria totală a grinzii se poate aplica relația:

$$\tau_{max} = \frac{T}{h_i \cdot t_i} \leqslant R_f. \tag{10.25}$$

Încovoierea pe două direcții se verifică cu relația:

$$\sigma = \pm \frac{M_x}{W_x} \pm \frac{M_y}{W_y} \leqslant 1{,}1\ R\,; \tag{10.26}$$

sporul pentru rezistențe ține seama de faptul că efortul unitar maxim se atinge în puncte izolate ale secțiunii.

Cînd pe una din tălpi acționează o forță concentrată și nu există rigidizări ale inimii care să preia această încărcare sau în cazul încărcărilor concentrate mobile, efortul unitar se transmite integral inimii. Eforturile unitare locale de compresiune se pot calcula în ipoteza unei rezemări a tălpii pe mediu elastic. Cu rezultate suficient de bune se poate admite o repartizare constantă, echivalentă ca efect, dată de relația:

$$\sigma_l = \sigma_y = \frac{P}{zt_i} \leqslant R. \tag{10.27}$$

Lungimea $z$ se determină considerînd că forța concentrată se transmite după planuri înclinate la 45° (fig. 10.26).

Deoarece în aceste secțiuni inima este solicitată complex, se face și o verificare la efortul unitar echivalent (cu ajutorul formulei energetice), admi-

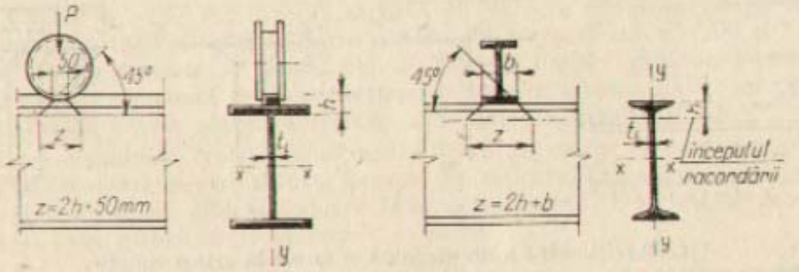



Fig. 10.26. Repartizarea unei forțe concentrate aplicată pe talpa grinzii.

ţind însă rezistenţe de calcul sporite care ţin seama de situaţia deosebit de defavorabilă la care se efectuează verificarea :

$$\sigma_{ec} = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_l^2 - \sigma_x\sigma_l + 3\tau^2} \leqslant mR. \qquad (10.28)$$

în care se admite valoarea $m = 1{,}25$ în cazul cînd verificarea se face în zona de rezemare a grinzilor continue ale căilor podurilor rulante şi $m = 1{,}10$ pentru alte cazuri, inclusiv cînd $\sigma_l = \sigma_y = 0$.

În această relaţie eforturile unitare se iau cu semnele lor şi sînt cele de la marginea inimii la legătura cu talpa. În cazul profilelor laminate verificarea se face la începutul racordării dintre inimă şi tălpi.

Relaţia (10.28) se aplică în cazul cînd $\sigma_x$ şi $\sigma_l = \sigma_y$ sînt de semne contrare, conducînd la situaţii dezavantajoase. Dacă $\sigma_x$ şi $\sigma_y$ sînt de acelaşi semn (sau au valori succesiv nule) se aplică relaţia (10.28) considerînd pe rînd $\sigma_x = 0$, respectiv $\sigma_l = \sigma_y = 0$, iar $m = 1{,}10$.

La verificarea grinzii se va ţine seama de rezistenţa de calcul corespunzătoare grosimii respective. Astfel, în relaţiile (10.24-prima) şi (10.26) rezistenţa se referă la grosimea elementului din talpă pe cînd în relaţiile (10.24 — a doua), (10.25), (10.27) şi (10.28) la grosimea inimii.

### 10.3.5. LEGĂTURA DINTRE INIMĂ ŞI TĂLPI

La grinzile sudate legătura dintre inimă şi tălpi de regulă se realizează cu cordoane de colţ (în relief) continue, executate automat sau semiautomat (fig. 10.27, *a* şi *c*). Cordoane întrerupte pot fi prevăzute numai la grinzi de mică importanţă, solicitate static (fig. 10.27, *b*). De asemenea se impune sudura continuă la tălpile pe care acţionează forţe mobile sau cînd grinda în ansamblul ei este supusă la solicitări repetate, care generează fenomene de oboseală, sudura discontinuă ducînd la concentrări de eforturi care micşorează rezistenţa la oboseală.

La grinzile căilor podurilor rulante unde apar presiuni locale importante în regim de solicitare repetată este necesar ca legătura dintre talpa direct solicitată şi inimă să fie realizată cu sudură pătrunsă pe toată adîncimea (fig. 10.27, *d*). Această sudură restabileşte practic legătura continuă dintre talpă şi inimă, realizînd o secţiune similară cu a unui profil. Pentru a obţine o bună pătrundere este necesar ca în cazul grosimilor mari ale inimii să fie folosite prelucrări corespunzătoare (fig. 10.27, *e*). La grosimi mici (8...12 mm) aplicînd o tehnologie adecvată, se realizează pătrunderea completă a sudurii fără a fi necesară teşirea muchiilor.

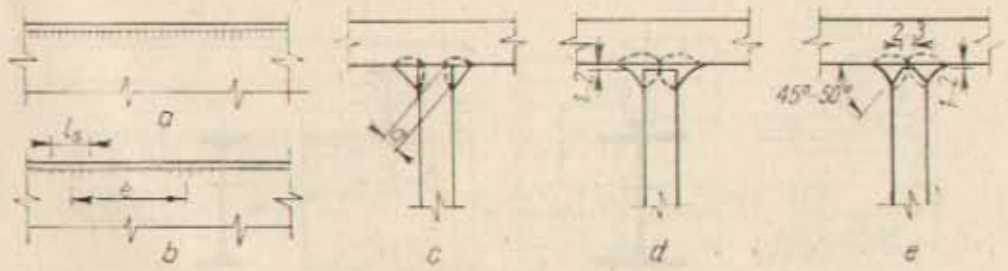



Fig. 10.27. Legătura dintre talpă şi inimă la grinzi sudate :
a — sudură continuă ; b — sudură discontinuă ; c — sudură în relief ; d — suduri în adîncime pătrunse fără prelucrarea inimii ; e — suduri în adîncime pătrunse cu prelucrarea inimii.



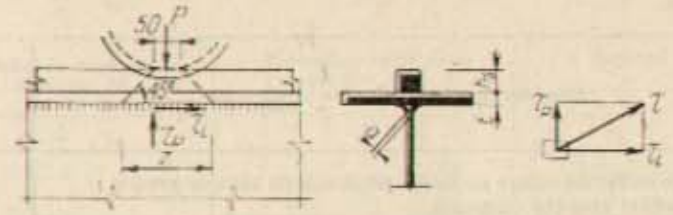



Fig. 10.28. Solicitările cordoanelor de sudură care leagă talpa de inimă.

Cînd sudurile sînt întrerupte forţa de alunecare pe intervalul între axele a două cordoane va fi preluată de perechea de cordoane de pe cele două feţe ale grinzii obţinîndu-se :

$$L = \frac{TS_x}{I_x} \cdot e = 2al_s \cdot \tau_L ; \quad \tau_L = \frac{TS_x}{2aI_x} \frac{e}{l_s} \leqslant R_f^s. \qquad (10.29)$$

Dacă sudurile sînt continue formula devine :

$$\tau_L = \frac{TS_x}{2aI_x} \leqslant R_f^s. \qquad (10.30)$$

Cînd asupra tălpii acţionează şi o forţă concentrată (fig. 10.28), în sudurile în relief apar eforturi de forfecare $\tau_P = P/2\,za$.

Efortul rezultant este dat de relaţia :

$$\sqrt{\tau_P^2 + \tau_L^2} \leqslant R_f^s. \qquad (10.31)$$

În cordoanele de sudură se dezvoltă şi eforturi unitare longitudinale $\sigma_{ll}$ din încovoiere ; cercetările experimentale au arătat că efectul acestora poate să nu fie luat în considerare (v. § 4.10.2.2). Uzual se folosesc grosimi

$$0{,}7\,t_l \geqslant a \geqslant 0{,}5t_l.$$

Sudurile în K pătrunse realizate cu electrozi corespunzători metalului de bază nu necesită o verificare specială dacă verificările în metalul de bază lîngă sudură sînt satisfăcute.

### 10.3.6. SĂGEATA GRINZILOR ÎNCOVOIATE

Săgeata unei grinzi se determină de regulă sub acţiunea încărcărilor statice, normate, fără a ţine seama de eventualele efecte dinamice. Pentru a asigura exploatarea normală se limitează raportul dintre săgeată şi deschiderea grinzii $m = f/l$ sau uneori săgeata în valoare absolută. Raportul $m$ după natura grinzii şi rolul ei într-o construcţie variază între 1/200 şi 1/800. Pentru cazuri speciale se poate ieşi din aceste limite. Săgeţile admisibile pentru diferite elemente de construcţie sînt date în tabelul 10.11, iar pentru cîteva situaţii uzuale săgeţilor efective sînt date în tabelul 10.12.

Pentru o anumită rezistenţă admisibilă sau de calcul şi pentru a obţine o anumită valoare pentru $m$ este necesar ca raportul între înălţimea grinzii şi deschiderea ei să aibă o valoare bine determinată. Din relaţia generală a săgeţii unei grinzi cu o încărcare oarecare

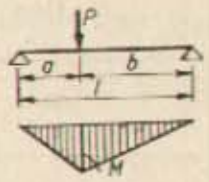
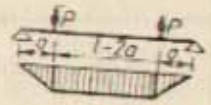
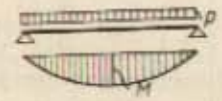
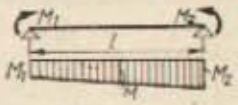
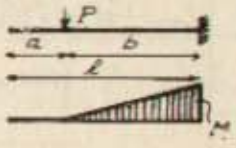
$$f = \gamma \frac{M_{max} l^2}{EI}; \qquad (10.32)$$

*Tabelul 10.11*

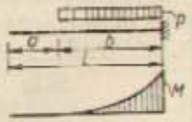
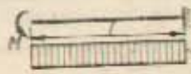
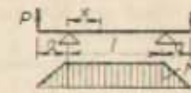
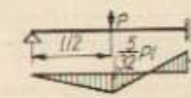
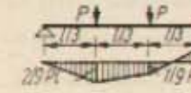
| Nr. crt. | Denumirea elementelor de construcție | Valoarea săgeților în funcție de deschiderea ($l$) |
|---|---|---|
| 1 | Grinzile căilor de rulare cu inima plină sau cu zăbrele pentru :<br>a) poduri rulante manuale | $\frac{l}{500}$ |
| | b) poduri rulante electrice cu capacitatea de ridicare pînă la $50 \times 10^3$ N | $\frac{l}{600}$ |
| | c) poduri rulante electrice cu capacitatea de ridicare peste $50 \times 10^3$ N | $\frac{l}{750}$ |
| 2 | Căile de rulare ale grinzilor rulante | $\frac{l}{500}$ |
| 3 | Căile de rulare pentru cărucioare rulante | $\frac{l}{400}$ |
| 4 | Grinzile platformelor clădirilor industriale<br>a) cînd nu susțin linii ferate sau utilaje care produc vibrații — grinzi principale | $\frac{l}{400}$ |
| | — celelalte grinzi | $\frac{l}{250}$ |
| | b) cînd susțin căi ferate înguste | $\frac{l}{400}$ |
| | c) cînd susțin căi ferate cu ecartament normal | $\frac{l}{600}$ |
| 5 | Grinzile planșeelor dintre etaje<br>a) grinzi principale | $\frac{l}{350}$ |
| | b) celelalte grinzi | $\frac{l}{250}$ |
| 6 | Grinzile acoperișului și planșeelor podurilor clădirilor<br>a) ferme, grinzi principale și grinzi care susțin cadre de luminator | $\frac{l}{250}$ |
| | b) pane și căpriori | $\frac{l}{200}$ |
| 7 | Elementele șarpantei pereților și luminatoarelor<br>a) bare verticale și rigle | $\frac{l}{200}$ |
| | b) sprosurile ferestrelor (în plan vertical și orizontal) | $\frac{l}{180}$ |
| | c) stîlpii pereților cînd materialul de închidere este elastic (tablă, azbociment, materiale plastice) | $\frac{l}{200}$ |



*Tabelul 10.12*

| Nr. crt. | Schema de încărcare Diagrame $M$ | Momentul încovoietor maxim ($M$) pentru | | Săgeata $f = \frac{Ml^3}{l}\,\alpha$ |
|---|---|---|---|---|
| 1 | 2 | 3 | | 4 |
| 1 |  | — | $P\frac{ab}{l}$ | $29{,}76\frac{l}{b} - 39{,}68\frac{a^2}{lb}$ |
| | | $a = l/2$ | $Pl/4$ | 39,68 |
| | | $a = l/3$ | $2Pl/9$ | 38,03 |
| | | $a = l/4$ | $3Pl/16$ | 36,38 |
| | | $a = l/6$ | $5Pl/36$ | 34,39 |
| 2 |  | $Pa$ | | $59{,}52 - 79{,}36\frac{a^2}{l^2}$ |
| 3 |  | $\frac{pl^2}{8}$ | | 49,60 |
| 4 | | $\frac{\sqrt{3pl^2}}{27} = 0{,}0641pl^2$ | | 48,33 |
| 5 |  | $\frac{M_1 + M_2}{2}$ pt. $x = \frac{l}{2}$ | | 59,52 |
| 6 |  | — | $-Pb$ | $158{,}7\frac{b^2}{l^2} + 238{,}1\frac{ab}{l^2}$ |
| | | $a = 0$ | $-Pl$ | 158,7 |
| | | $a = \frac{l}{2}$ | $-P\frac{l}{2}$ | 99,21 |

*Tabelul 10.12* (continuare)

| 1 | 2 | 3 | | 4 |
|---|---|---|---|---|
| 7 |  | | $-p\frac{b^2}{2}$ | $119{,}0\frac{b^2}{l^2}+158{,}7\frac{ab}{l^2}$ |
| | | $a=0$ | $-p\frac{l^2}{2}$ | 119,0 |
| | | $a=\frac{l}{2}$ | $-p\frac{l^2}{8}$ | 69,44 |
| 8 |  | $-M$ | | 238,1 |
| 9 |  | La capăt consolă | $-\frac{Pa^2}{2}$ | $39{,}68\frac{l}{a}+238{,}1\frac{a}{l}+119\frac{a^2}{l^2}$ |
| | | $x=\frac{l}{2}$ | $\frac{P(l^2-4a^2)}{8}$ | $12{,}4\frac{l^2}{a^2}-59{,}52$ |
| 10 |  | $x=0{,}5l$ | $-\frac{3Pl}{16}$ | 23,15 |
| | | $x=0{,}4772l$ | | $23{,}66\rightarrow f_{max}$ |
| 11 |  | $x=0{,}5l$ | $-\frac{1}{3}Pl$ | 20,94 |
| | | $x=0{,}4226l$ | | $21{,}73\rightarrow f_{max}$ |
| 12 | | $x=0{,}5l$ | $-\frac{pl}{8}$ | 19,84 |
| | | $x=0{,}4215l$ | | $20{,}65\rightarrow f_{max}$ |
| 13 | | $a<b$ | $-\frac{Pab^2}{l^2}$ | $317{,}5\frac{ab}{(a+3b)^2}$ $f_{max}\rightarrow$ pt. $x=l^2/(a+3b)$ |
| | | $a=\frac{l}{2}$ | $-\frac{Pl}{8}$ | 19,84 |
| 14 | | $-\frac{pl^2}{12}$ | | 14,88 |



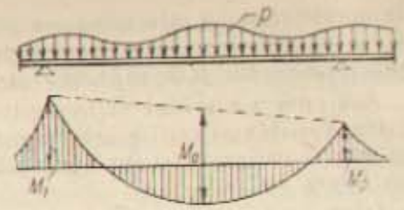


Fig. 10.29. Momente pe grinda continuă pentru calculul aproximativ al săgeții.

prin efectuarea unor transformări se obține :

$$m=\frac{f}{l}=\frac{\gamma}{E}\frac{2M}{\frac{2I}{h_g}}\cdot l=2\frac{\gamma}{E}\frac{M}{W}\cdot\frac{l}{h_g}=2\frac{\gamma}{E}\frac{l}{h_g}\cdot R, \qquad (10.33)$$

de unde :

$$\frac{h_g}{l}=\frac{2\gamma}{E\cdot m}\cdot R=C\cdot\frac{R}{m};\ \left(C=\frac{2\gamma}{E}\right).$$

Relația (10.33) permite să se stabilească înălțimea grinzii în funcție de deschidere, astfel încît condiția de deformare să fie satisfăcută.

Pentru determinarea practică a săgeții se poate admite pentru grinzi simplu rezemate indiferent de încărcare $\gamma=\frac{1}{10}$. Dacă grinda este continuă se poate aplica formula aproximativă :

$$f=\frac{l^2}{EI}\left[\frac{M_1+M_2}{16}+\frac{M_0}{10}\right]. \qquad (10.34)$$

în care $M_0$ este momentul de simplă rezemare la mijlocul deschiderii, iar $M_1$ și $M_2$ momentele negative pe reazeme care apar concomitent cu $M_0$ (fig. 10.29) ; momentele se introduc cu semnele lor.

### 10.3.7. VERIFICAREA LA VOALARE

10.3.7.1. **Elemente generale.** Din condițiile unei alcătuiri economice, grinzile cu secțiune plină cer inimi înalte și subțiri. Există însă anumite limitări ale supleței inimii astfel încît să nu se producă fenomene de pierdere locală a stabilității (voalare), care pot afecta într-o măsură mai mare sau mai mică capacitatea portantă a grinzii.

Formele sub care se poate produce voalarea inimilor grinzilor încovoiate au fost arătate în figura 8.63. Eforturile unitare normale $\sigma$ din încovoiere produc voalarea după semiunde* verticale care au deformația maximă în zona comprimată ; eforturile tangențiale $\tau$ provenite din forța tăietoare produc deformații după semiunde înclinate.

Fenomenul de voalare se produce cînd valorile eforturilor unitare ating anumite valori, denumite rezistențe critice.

Rezistențele critice corespunzătoare eforturilor unitare normale și eforturilor unitare tangențiale sînt date de relațiile :

$$\sigma_{cr}=190\ k_\sigma\left(\frac{t}{b}\right)^2\cdot10^3\ [\mathrm{N/mm^2}];\ \tau_{cr}=190\ k_\tau\left(\frac{t}{d}\right)^2\cdot10^3[\mathrm{N/mm^2}] \qquad (10.35)$$

* S-a adoptat denumirea de semiundă pentru distanța între două zone nedeformate (nodale).

în aceste relații $t$ este grosimea plăcii, $b$, respectiv $d$ — lățimea acesteia, iar $k_\sigma$ și $k_\tau$ coeficienți care depind de natura eforturilor unitare, de rezemarea plăcii pe contur și de raportul între dimensiunile acesteia (v. § 8.3.4).

Așa cum s-a arătat și în capitolul 8, parametrul care caracterizează variația rezistenței critice este raportul $b/t$ (raportul dintre lățime și grosime) și care se definește ca suplețe a plăcii. Variația rezistenței critice este arătată în figura 10.30.

Pentru ca voalarea să nu apară, este necesar ca eforturile unitare produse de încărcări să rămînă inferioare valorilor rezistențelor critice.

Mărirea rezistenței critice prin sporirea grosimii $t$ nu este economică; mai eficientă este introducerea unor nervuri de rigidizare care compartimentează inima în plăci separate prin crearea de noi reazeme, reducînd în mod corespunzător lățimea $b$, iar în unele cazuri și valoarea coeficientului $k$.

Pentru tălpi, încadrarea rapoartelor $b'/t$ în limitele arătate la § 10.2.3 le asigură împotriva fenomenului de voalare.

10.3.7.2. **Rigidizările inimilor grinzilor.** Inimile grinzilor se prevăd cu următoarele tipuri de rigidizări:

— rigidizări transversale, așezate din distanță în distanță pe toată înălțimea inimii (fig. 10.31);

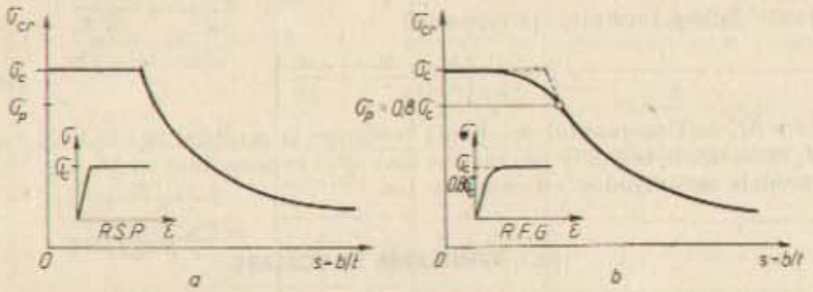



Fig. 10.30. Variația rezistențelor critice la voalare după: a — STAS 10108/0-78 (R.S.R.); b — DIN 4114 (R.F.G.).

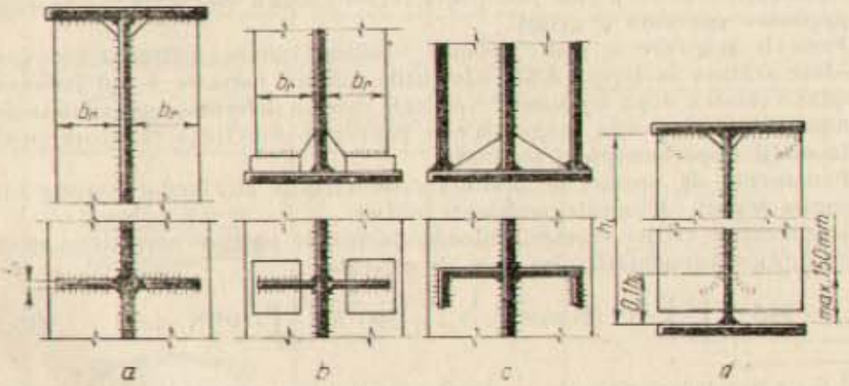



Fig. 10.31. Nervuri de rigidizare la grinzi sudate.



— rigidizări transversale pe toată înălțimea inimii și rigidizări longitudinale așezate în zona comprimată a inimii; în acest caz pot fi prevăzute și rigidizări transversale scurte sudate de nervura de rigidizare longitudinală (fig. 10.32).

Rigidizările transversale (pe toată înălțimea inimii) la grinzile sudate se alcătuiesc de regulă, din oțel lat, platbande sau corniere, care se sudează de inimă. Aceste rigidizări îndeplinesc mai multe funcțiuni: transmiterea la inimă a unor încărcări concentrate care acționează asupra tălpii; legarea celor două tălpi și sporirea rigidității la răsucire a grinzii; crearea unor reazeme suplimentare pentru inimă și mărirea rezistenței critice la voalare.

Rigidizarea transversală trebuie să se prevadă atunci cînd:

$$h_0/t_i \geqslant k\sqrt{\frac{240}{\sigma_c}} \simeq k\sqrt{\frac{210}{R}}, \qquad (10.36)$$

în care $k = 80$ cînd pe talpă acționează o încărcare concentrată mobilă și $k = 110$ în celelalte cazuri, $R$ este rezistența de calcul a oțelului, în N/mm², iar $h_0$ se ia conform figurii 10.22. Valori mai mari se pot admite în cazul cînd eforturile $\tau$ sînt mici și cînd se face și o verificare corespunzătoare prin calcul.

În mod curent la solicitări statice distanța între rigidizările transversale nu depășește $2\,h_0$ cînd $h_0/t_i > 100$ și $2{,}5\,h_0$ cînd $h_0/t_i \leqslant 100$. Aceste distanțe pot fi majorate dacă talpa superioară este suficient de bine legată (v. § 8.3.5), respectiv dacă talpa superioară comprimată este prevăzută cu o legătură rigidă cont nuă, sau dacă distanțele la care are prevăzute legături transversale nu depășesc $l_1 \leqslant 40\,i_{yt}\sqrt{\frac{210}{R}}$. Satisfacerea condiției prezentate anterior nu exclude necesitatea verificării prin calcul la voalare care se efectuează așa cum se arată în continuare.

Rigidizările transversale se alcătuiesc conform figurii 10.31 și au dimensiunile (în mm): $b_r \geqslant \frac{h_i}{30} + 40$; $t_r \geqslant b_r/15$ pentru oțel OL 37, OL 44 și OL 52 și $t_r \geqslant b_r/12$ pentru oțel cu $\sigma_c \geqslant 400$ N/mm².

Pentru trecerea sudurilor longitudinale, nervurile de rigidizare se decupează, iar pentru a evita efectul defavorabil al concentrărilor de eforturi, sudurile care prind nervurile de rigidizare de inima grinzilor se prevăd de grosimi nu prea mari (4...6 mm). Sudarea rigidizărilor transversale de talpa întinsă (fig. 10.31, *a*) se va putea efectua în cazul solicitărilor statice, și cînd nu există pericolul unei ruperi fragile. În cazul unor grinzi importante solicitate static, la care sudura transversală pe talpa întinsă ar putea duce la stări de tensiuni biaxiale defavorabile sau în cazul unor grinzi supuse la solicitări repetate care pot genera fenomene de oboseală, se va aplica una din soluțiile următoare: oprirea nervurii de rigidizare la o oarecare distanță de talpa inferioară (fig. 10.31, *d*); introducerea unor pene trapezoidale între talpă și extremitatea nervurii, cu sudarea acesteia numai de nervură (fig. 10.31, *b*) ultima soluție este aplicabilă în special grinzilor de dimensiuni mari supuse la încărcări repetate.

Pentru evitarea concentrărilor de eforturi pe inimă sau tălpi, este recomandabilă întoarcerea sudurii pe nervura de rigidizare, astfel încît extremitățile cu cratere să nu fie pe elementele principale de rezistență (fig. 10.31, *d*).

Nervurile de rigidizare longitudinale se prevăd în zona comprimată a inimii ($h_1 = 0{,}2...0{,}3\,h_i$); ele se întrerup în dreptul nervurilor de rigidizare

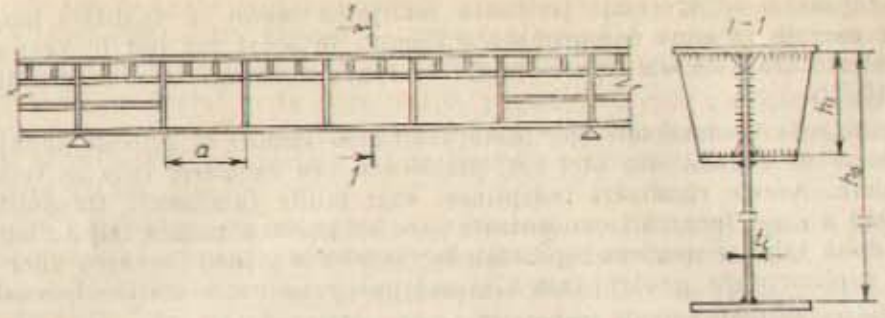



Fig. 10.32. Nervuri de rigidizare la grinzi continue.

transversale și se sudează de acestea. În cazul cînd se prevăd și nervuri scurte acestea se sudează atît de talpă, cît și de nervura longitudinală (fig. 10.32).

Cînd sînt prevăzute nervuri longitudinale la grinzi continue, acestea își schimbă poziția în funcție de poziția zonei comprimate (fig. 10.32).

Rigidizările de orice tip trebuie să fie suficient de dezvoltate, astfel încît să nu se deformeze înainte de voalarea plăcilor aferente. Dimensiunile minime arătate mai sus sînt stabilite pe aceste criterii. În plus, condiția de rigiditate se mai poate exprima și prin anumite valori ale momentului de inerție minim pe care trebuie să-l aibă nervurile de rigidizare.

Momentul de inerție al nervurii de rigidizare transversale, atunci cînd există o nervură longitudinală, trebuie să aibă valoarea $I_r \geqslant 3\ h_0 t_1^3$, iar momentul de inerție $I_{r1}$ al nervurilor longitudinale nu va coborî sub valorile date în tabelul 10.13.

*Tabelul 10.13*

| $\frac{h_1}{h_0}$ | Momentul de inerție necesar | Valorile $I_{r1}$ limită | |
|---|---|---|---|
| | | minime | maxime |
| 0,20 | $\left(2{,}5 - 0{,}5\,\frac{a}{h_0}\right)\frac{a^2}{h_0}\cdot t_1^3$ | $1{,}5\ h_0 t_1^3$ | $7\ h_0 t_1^3$ |
| 0,25 | $\left(1{,}5 - 0{,}4\,\frac{a}{h_0}\right)\frac{a^2}{h_0}\cdot t_1^3$ | $1{,}5\ h_0 t_1^3$ | $3{,}5\ h_0 t_1^3$ |
| 0,30 | $1{,}5\ h_0 \cdot t_1^3$ | — | — |

Observație: valabile notațiile din figura 10.32

**10.3.7.3. Verificarea la voalare a inimilor supuse la solicitări simple.** Verificarea la voalare a inimilor grinzilor revine de fapt la verificarea panourilor de plăci plane, dintre nervurile de rigidizare. În cazul cînd un panou este supus la o solicitare simplă, condiția de verificare cere ca efortul unitar efectiv să nu depășească rezistența critică afectată de un coeficient corespunzător al condițiilor de lucru $m$:

$$\sigma \leqslant m\sigma_{cr}\,; \quad \tau \leqslant m\tau_{cr}. \tag{10.37}$$

Siguranța acceptată este mai mică decît în verificările obișnuite de rezistență sau stabilitate generală, date fiind și rezervele de capacitate portantă care există în domeniul postcritic (v. cap. 8, 11 și 13). Aceasta se reflectă



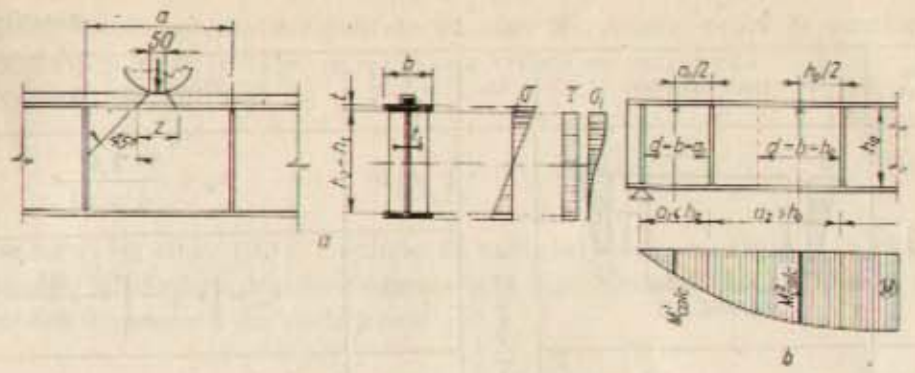



Fig. 10.33. Dimensiunile caracteristice ale grinzilor cu inimă plină pentru verificarea lor la voalarea inimii:
*a* — soluția sudată; *b* — solicitare de calcul.

în renunțarea la coeficientul de siguranță al materialului $\gamma_m$ și la admiterea pentru verificare a diagramei Prandtl care limitează superior valorile rezistențelor critice la $\sigma_c$ (fig. 10.30).

În cele ce urmează se folosesc notațiile particulare aplicabile grinzilor cu secțiune plină. Dimensiunile geometrice ale inimii grinzii și modul în care se determină eforturile unitare $\sigma$, $\tau$ și $\sigma_1$ rezultă din figura 10.33; se consideră că efortul unitar $\tau$ este preluat de inimă, pe care se repartizează uniform. Efortul unitar $\sigma$ se calculează cu valoarea medie a momentului încovoietor din panou; dacă lungimea panoului este mai mare decît înălțimea lui, se calculează cu valoarea medie a momentului încovoietor de pe o lungime egală cu înălțimea panoului din zona cea mai solicitată (fig. 10.33, *b*).

În figurile care urmează s-au notat eforturile de compresiune cu (−) și cele de întindere cu (+). Pentru simplificare, în relațiile de verificare la voalare, eforturile de compresiune care se introduc sînt considerate în valoare absolută și notate cu (+).

Coeficientul condițiilor de lucru $m$ se ia în general egal cu 1, cu excepția grinzilor pentru căile podurilor rulante unde se ia egal cu 0,9.

Valorile coeficienților $k_\sigma$ și $k_\tau$ folosiți la calculul rezistențelor critice pentru o placă cu diferite legături pe contur și diferite cazuri de solicitare simplă cu eforturi unitare normale și tangențiale sînt date în tabelele 8.13 și 10.14.

În cazul unei plăci supusă la compresiune, articulată pe laturile paralele cu direcția efortului unitar, coeficientul $k_\sigma = 4{,}00$, iar valoarea rezistenței critice este:

$$\sigma_{cr} = 0{,}76\left(\frac{t_i}{h_0}\right)^2 \cdot 10^6\,[\mathrm{N/mm^2}]; \tag{10.38}$$

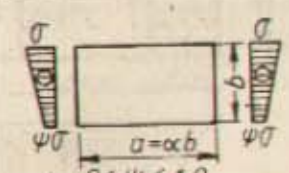
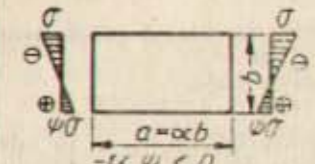
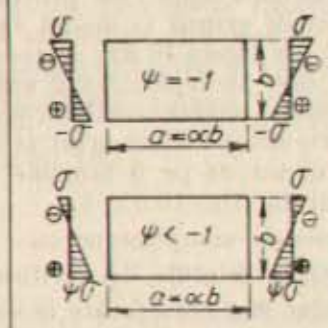
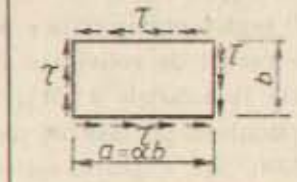
dacă placa este încastrată elastic pe contur se poate lua:

$$\sigma_{cr} = 1{,}0(t_i/h_0)^2 \cdot 10^6\ [\mathrm{N/mm^2}]. \tag{10.39}$$

La plăcile solicitate la încovoiere, la care eforturile unitare maxime de întindere și compresiune sînt egale, cînd marginile sînt articulate $k_\sigma = 23{,}9$ și:

$$\sigma_{cr} = 4{,}54(t_i/h_0)^2 \cdot 10^6\ [\mathrm{N/mm^2}] \tag{10.40}$$

*Tabelul 10.14*

| Nr. crt. | Tipul solicitării | $\sigma_{cr}$ | $\alpha = \frac{a}{b}$ | Valori $k_\sigma$ și $k_\tau$ |
|---|---|---|---|---|
| 1 |   | $\sigma_{cr} = 190\, k_\sigma \left(\frac{t_1}{h_0}\right)^2 \cdot 10^6$ [N/mm²] | ≥1,0 | $k_\sigma = \frac{8{,}4}{\psi + 1{,}1}$ |
| | | | <1,0 | $k_\sigma = \left(\alpha + \frac{1}{\alpha}\right)^2 \frac{2{,}1}{\psi + 1{,}1}$ |
| 2 |   | | | $k_\sigma = (1+\psi)k' - \psi k'' + 10\psi(1+\psi)$; unde: $k'$ corespunde pentru $\psi = 0$; $k''$ corespunde pentru $\psi = -1$ |
| 3 |   | | ≥2/3 | $k_\sigma = 23{,}9$ |
| |   | | ≤2/3 | $k_\sigma = 15{,}87 + \frac{1{,}87}{\alpha^2} + 8{,}6\alpha^2$ |
| 4 |   | $\tau_{cr} = 190\, k_\tau \left(\frac{t_1}{d}\right)^2 \cdot 10^6$ | ≥1 | $k_\tau = 5{,}34 + \frac{4{,}00}{\alpha^2}$ |
| | | | <1 | $k_\tau = 4{,}00 + \frac{5{,}34}{\alpha^2}$ |

*Tabelul 10.15*

**Valoarea coeficientului $k_0$ pentru grinzi sudate**

| $\gamma$ | ≤0,8 | 1,0 | 2,0 | 4,0 | 6,0 | 10 | ≥30 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $k_0$ | 6,30 | 6,62 | 7,00 | 7,27 | 7,32 | 7,37 | 7,46 |



Dacă tălpile prezintă rigiditate la răsucire, inima poate fi considerată încastrată parțial în tălpi și rezistența critică se majorează.

Notînd $190\ k_0/1\,000$ cu $k_0'$:

$$\sigma_{cr} = k_0' \left(\frac{t_1}{h_0}\right)^2 \cdot 10^6 \text{ [N/mm}^2\text{]} \tag{10.41}$$

Valoarea $k_0'$ (tab. 10.15) depinde de raportul dintre rigiditatea la răsucire a tălpilor și inimii și de alte elemente care rigidizează tălpile ; influența acestora este exprimată de coeficientul $\gamma$ :

$$\gamma = c \cdot \frac{b}{h_0} \left(\frac{t}{t_1}\right)^3. \tag{10.42}$$

în care $c$ (tab. 10.16) este un coeficient în funcție de modul în care se asigură rigiditatea la răsucire a tălpii. Dacă grinda nu are decît eforturi $\sigma$ și $\tau$, $k_0'$ variază între 6,30 și 7,46 ; se poate adopta pentru cazurile curente o valoare medie $k_0' = 7.0$.

*Tabelul 10.16*

| Tipul grinzilor | Legătura tălpii comprimate cu alte elemente | $c$ |
|---|---|---|
| Grinzi pentru căi de rulare | șină nesudată | 2 |
| | șină sudată | ∞ |
| Alte grinzi | în cazul rezemării pe talpa comprimată a unei plăci rigide | ∞ |
| | în alte cazuri | 0,8 |

Observație — La grinzile căilor de rulare cînd forța concentrată este aplicată la talpa întinsă $c = 0.8$.

Rezistențele critice determinate cu relațiile (10.40) și (10.41) corespund unei lungimi a semiundei egale cu 0,67 din lățimea plăcii (înălțimea inimii) ; rezistențele critice cresc rapid pentru valori $a < 0{,}67\ h_0$ și rămîn practic constante pentru $a > 0{,}67\ h_0$, în ultimul caz pierderea stabilității producîndu-se cu mai multe semiunde. Dacă nu există alte obstacole, a doua semiundă apare cînd $s \simeq h_0$ ($s$ — lungimea semiundei). Deoarece nu este economic să se prevadă nervuri de rigidizare la distanțe mai mici de $0{,}67\ h_0$, pentru calculul practic se admite valoarea minimă a rezistenței critice determinată cu formulele (10.40) și (10.41).

Valoarea coeficientului $k_\tau$ pentru plăci articulate pe două laturi este :

$$k_\tau = 5{,}34 + \frac{4}{\alpha^2}; \tag{10.43}$$

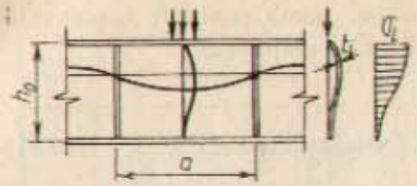


Fig. 10.34. Voalarea inimilor grinzilor produsă de forțe locale.

în cazul inimilor sudate de tălpi valoarea $k_\tau$ se majorează cu circa 23%, iar formula (10.35) devine :

$$\tau_{cr} = \left(1{,}25 + \frac{0{,}95}{\alpha^2}\right)\left(\frac{t_i}{d}\right)^2 \cdot 10^6 \ [\mathrm{N/mm^2}] \qquad (10.44)$$

în care : $\alpha = \frac{\text{latura mare a panoului}}{\text{latura mică a panoului}}$ ; $d$ — latura mică a panoului.

În cazul cînd asupra inimii acționează un efort de compresiune local datorat unei forțe care acționează pe talpă, voalarea se produce sub forma unei semiunde orizontale (fig. 10.34) între nervurile de rigidizare verticale, spre deosebire de voalarea produsă de efortul unitar din încovoiere cînd apare o semiundă verticală (între tălpi). Rezistența critică are valoarea :

$$\sigma_{1cr} = k_1\left(\frac{t_i}{a}\right)^2 \cdot 10^6 \ [\mathrm{N/mm^2}]. \qquad (10.45)$$

în care $k_1$ este un coeficient variabil funcție de $\gamma$, iar $a$ este distanța între nervurile transversale lungi, respectiv între nervurile transversale scurte ; valoarea $a$ introdusă în (10.45) nu va depăși dublul înălțimii panoului $h_0$ (respectiv $h_1$). Valorile coeficientului $k_1$ sînt date în tabelul 10.17.

*Tabelul 10.17*

| $\gamma$ | Valoarea coeficientului $k_1$ la grinzi sudate pentru $\frac{a}{h_0}$ egal cu: | | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | ≤0,5 | 0,6 | 0,8 | 1,0 | 1,2 | 1,4 | 1,6 | 1,8 | ≥2,0 |
| ≤1 | 2,42 | 2,61 | 3,10 | 3,78 | 4,65 | 5,69 | 6,86 | 8,17 | 9,57 |
| 2 | 2,52 | 2,74 | 3,38 | 4,28 | 5,39 | 6,75 | 8,23 | 9,77 | 11,70 |
| 4 | 2,59 | 2,80 | 3,48 | 4,53 | 5,91 | 7,62 | 9,50 | 11,53 | 13,67 |
| 6 | 2,60 | 2,84 | 3,52 | 4,64 | 6,11 | 8,04 | 10,23 | 12,48 | 14,80 |
| 10 | 2,61 | 2,86 | 3,55 | 4,72 | 6,30 | 8,34 | 10,71 | 13,30 | 16,08 |
| ≥30 | 2,62 | 2,87 | 3,58 | 4,81 | 6,50 | 8,75 | 11,30 | 14,33 | 17,57 |

10.3.7.4. **Verificarea la solicitări complexe ($\sigma$ și $\tau$).** Se efectuează pe baza relațiilor date în capitolul 8 (tab. 8.14). Pornind de la formula :

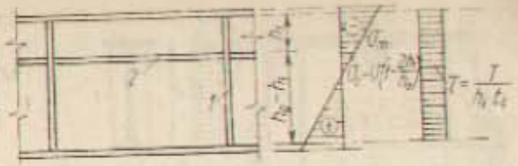
$$\left(\frac{\sigma'_{cr}}{\sigma_{cr}}\right)^2 + \left(\frac{\tau'_{cr}}{\tau_{cr}}\right)^2 = 1, \qquad (10.46)$$

care stabilește relația între eforturile $\sigma'_{cr}$ și $\tau'_{cr}$ care prin acțiune concomitentă produc voalarea și eforturile $\sigma_{cr}$ și $\tau_{cr}$ care produc voalarea în stare de



Fig. 10.35. Grinzi cu nervuri de rigidizare longitudinale solicitate la $\sigma$ și $\tau$

*1* — rigidizare transversală ; *2* — rigidizare longitudinală.



solicitare simplă ($\tau = 0$, respectiv $\sigma = 0$) ; admițînd că la limită solicitările efective ($\sigma$ și $\tau$) sînt cele care produc voalarea plăcii ($\sigma'_{cr}$ și $\tau'_{cr}$) condiția de verificare se poate pune sub forma :

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma}{\sigma_{cr}}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_{cr}}\right)^2} \leqslant m \ ; \ (m = 0{,}9\ldots1{,}0). \qquad (10.47)$$

În cazul cînd inimile au raportul $h_0/t_i$ foarte mare, se prevede o nervură longitudinală în zona comprimată, care împarte inima în două panouri (fig. 10.35) : panoul superior, de lățime mai mică, cuprins între nervura de rigidizare și talpa superioară, supus la o compresiune neuniformă și la eforturi unitare de forfecare ; panoul inferior, mai lat, lucrînd la întindere neuniform repartizată și la eforturi de forfecare.

Pentru *panoul superior* relația între eforturile unitare și rezistențele critice poate fi luată prin asimilare cu situația arătată la capitolul 8 (tab. 8.14 *cazul* 2) în care eforturile unitare $\sigma$ sînt uniform repartizate ; în acest caz relația este o parabolă, iar relația de verificare devine :

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_{cr}} + \left(\frac{\tau}{\tau_{cr}}\right)^2 \leqslant m, \qquad (10.48)$$

în care $\sigma_m$ este valoarea medie a efortului unitar pe porțiunea considerată :

$$\sigma_m = \frac{\sigma(h_0 - h_1)}{h_0} = \sigma\left(1 - \frac{h_1}{h_0}\right). \qquad (10.49)$$

Rezistența critică $\sigma_{cr}$ se poate admite acoperitor ca pentru compresiune (10.39) cu un coeficient de corecție :

$$\sigma_{cr} = \frac{1}{1 - h_1/h_0} \cdot \left(\frac{t_i}{h_1}\right)^2 \cdot 10^6 \ [\mathrm{N/mm^2}] \qquad (10.50)$$

*Panoul inferior* de lățime $h_0 - h_1$, care este supus la întindere neuniformă, se verifică la voalare ca o placă de înălțimea $h_0 - 2h_1$ care lucrează la încovoiere cu forță tăietoare, cu formula (10.47). Efortul unitar la marginea acestei plăci este :

$$\sigma_2 = \sigma\frac{h_0 - 2h_1}{h_0}. \qquad (10.51)$$

Deoarece această placă nu poate fi considerată ca încastrată, datorită rigidității relativ reduse a nervurii longitudinale rezistența critică se va calcula ca pentru plăci articulate pe contur cu relația (10.40) dar pentru o înălțime de inimă $h_0 - 2h_1$ :

$$\sigma_{cr} = 4{,}54\left(\frac{t_i}{h_0 - 2h_1}\right)^2 \cdot 10^6 = \frac{4{,}54}{4\left(\frac{0{,}5\,h_0 - h_1}{h_0}\right)^2}\left(\frac{t_i}{h_0}\right)^2 \cdot 10^6.$$

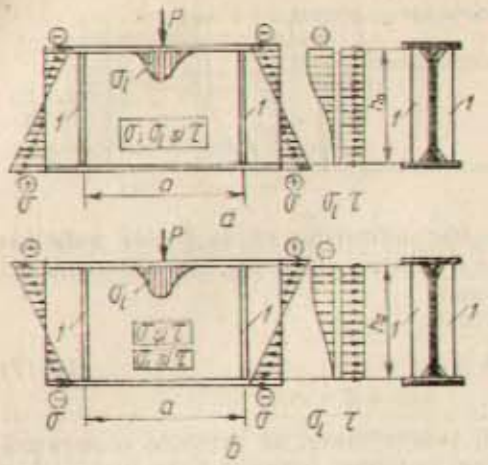


Fig. 10.36. Verificarea inimilor cu nervuri de rigidizare transversale (*1*).

sau

$$\sigma_{cr} = \frac{1{,}11}{\left(0{,}5 - \frac{h_1}{h_0}\right)^2}\left(\frac{t_i}{h_0}\right)^2 \cdot 10^6 \ [\mathrm{N/mm^2}] \qquad (10.52)$$

Verificarea la voalare se efectuează cu relația :

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma_i}{\sigma_{cr}}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_{cr}}\right)^2} \leqslant 1, \qquad (10.53)$$

în care $\tau = \frac{T}{h_1 t_i}$, iar $\tau_{cr}$ se calculează pentru panoul de dimensiuni $a$ și $h_0 - h_1$ cu relația (10.44).

10.3.7.5. **Verificarea la efectul combinat al eforturilor unitare $\sigma$, $\sigma_i$ și $\tau$.** În cazul încărcărilor mobile (de exemplu presiunile transmise de roțile unui pod rulant), în inima grinzii se dezvoltă eforturi unitare de compresiune $\sigma_y = \sigma_i$. Acestea pot apare în orice punct și în particular și în intervalul între rigidizările verticale.

Variația lor sub forța concentrată pe înălțimea grinzii este arătată în figurile 10.34 și 10.36 ; pentru calcul se admite conform figurii 10.26, $\sigma_i = P/z \cdot t_i$.

Eforturile $\sigma_i$ perpendiculare pe eforturile $\sigma$ provenite din încovoierea generală, modifică comportarea grinzii la voalare. Formula de verificare la voalare, ținînd seama de acțiunea concomitentă a eforturilor $\sigma$, $\sigma_i$ și $\tau$ (fig. 10.36, *a*) se bazează pe relația stabilită la capitolul 8 (tab. 8.14), care devine :

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma}{\sigma_{cr}} + \frac{\sigma_i}{\sigma_{icr}}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_{cr}}\right)^2} \leqslant m \ ; \quad (m = 0{,}9). \qquad (10.54)$$

În relația (10.54) s-a admis că la limită solicitările efective ($\sigma$, $\sigma_i$, $\tau$) sînt cele care produc voalarea plăcii ($\sigma'_{cr}$, $\sigma'_{icr}$, $\tau'_{cr}$).

Sub acțiunea eforturilor unitare $\sigma_i$ la partea superioară a inimii se formează o semiundă de voalare orizontală, care împiedică formarea undelor verticale produse de eforturile $\sigma$ din încovoierea generală. De aceea în cazul unor distanțe mari între nervurile de rigidizare ($a > 0{,}8\ h_0$), cînd din eforturile $\sigma$ pot apare mai multe semiunde, acestea pot să nu se producă, ceea ce conduce la sporirea rezistențelor critice $\sigma_{cr}$. În acest caz coeficientul $k_0$ din formula (10.41) se majorează (tab. 10.18).



*Tabelul 10.18*

**Valoarea coeficientului $k_0$**

| $\frac{a}{h_0}$ | $\leqslant 0{,}8$ | 0,9 | 1,0 | 1,2 | 1,4 | 1,6 | 1,8 | $\geqslant 2{,}0$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $k_0$ | 6,30 | 7,78 | 8,23 | 9,50 | 11,1 | 13,02 | 15,25 | 17,79 |

Pentru valori mai ridicate $\sigma_{cr}$, corespund valori $\sigma_{icr}$, calculate pentru o distanța $a$ între rigidizările verticale. Apare necesară și o verificare suplimentară, admițînd formarea a două semiunde de lungime $a/2 < h_0$ produse de eforturile $\sigma_{icr}$. În acest caz $\sigma_{cr}$ se determină cu valorile $k_0$ minime (din tab. 10.15), iar valorile $\sigma_{icr}$ se determină considerînd că distanța între secțiunile nedeformate este $a/2$ ; rezultă deci o valoare mai mare pentru $\sigma_{icr}$. Dimensionează acea combinație a eforturilor unitare $\sigma_{cr}$ și $\sigma_{icr}$ care duce la situația cea mai defavorabilă. Cea de a doua verificare este necesară numai în cazul cînd valorile $\sigma_i$ sînt mici în raport cu $\sigma$, respectiv cînd $\sigma_i/\sigma$ sînt mai mici decît cele date în tabelul 10.19. În calcule valoarea maximă $a$ nu va depăși $2h_0$.

*Tabelul 10.19*

**Grinzi cu secțiune simetrică**

| Tipul grinzii | $\gamma$ | Valorile limită ale raportului $\frac{\sigma_i}{\sigma}$ pentru $\frac{a}{h_0}$ egal cu : | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | 0,8 | 0,9 | 1,0 | 1,2 | 1,4 | 1,6 | 1,8 | 2 |
| Sudate | $\leqslant 1$ | 0 | 0,146 | 0,183 | 0,267 | 0,359 | 0,445 | 0,540 | 0,618 |
| | 2 | 0 | 0,109 | 0,169 | 0,277 | 0,406 | 0,543 | 0,652 | 0,799 |
| | 4 | 0 | 0,072 | 0,129 | 0,281 | 0,479 | 0,711 | 0,930 | 1,132 |
| | 5 | 0 | 0,066 | 0,127 | 0,288 | 0,536 | 0,874 | 1,192 | 1,468 |
| | 10 | 0 | 0,059 | 0,122 | 0,296 | 0,574 | 1,002 | 1,539 | 2,154 |
| | $\geqslant 30$ | 0 | 0,047 | 0,112 | 0,300 | 0,633 | 1,283 | 2,249 | 3,939 |
| Nituite | - | 0 | 0,121 | 0,184 | 0,378 | 0,643 | 1,131 | 1,614 | 2,347 |

Verificările arătate mai sus se fac cînd forța locală se aplică la talpa comprimată (fig. 10.36, *a*). În cazul cînd forța se aplică la talpa întinsă (fig. 10.36, *b*) de exemplu, în zona de reazem a unei grinzi continue, se fac două verificări : o verificare a panoului supus la eforturi $\sigma$ de compresiune, unde $\sigma_i$ este practic nul și deci în formula (10.54) se introduc $\sigma$ și $\tau$ ; o verificare a panoului supus la eforturi $\sigma$ de întindere unde nu se ține seama decît de $\sigma_i$ și $\tau$ ($\sigma$ se consideră egal cu zero).

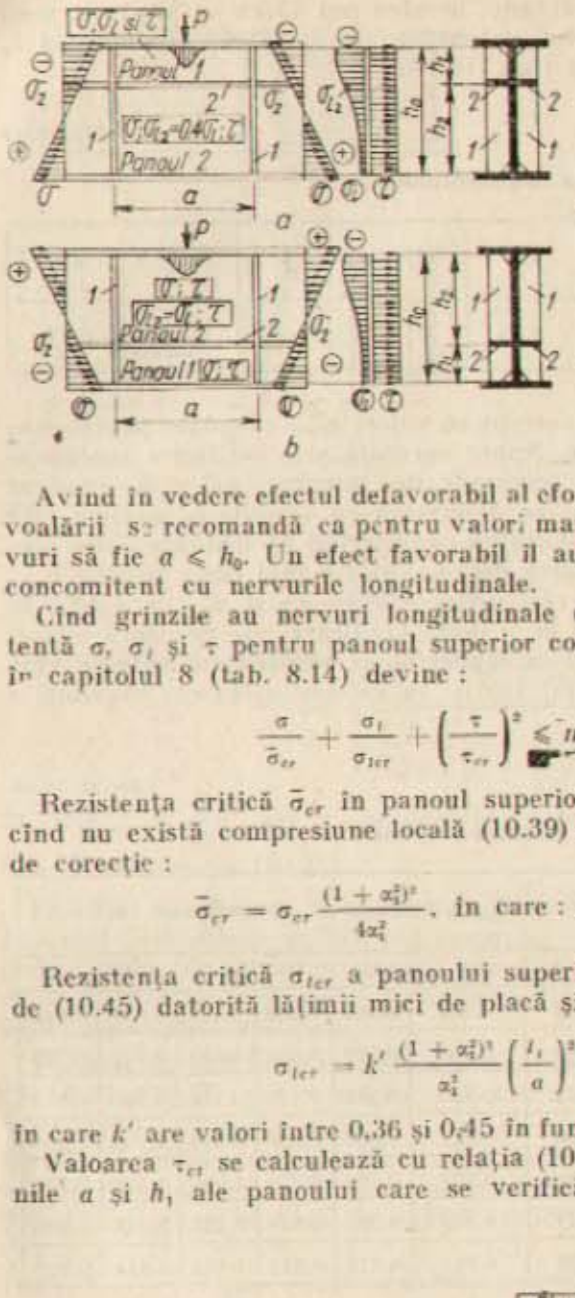



Fig. 10.37. Grinzi cu inimă plină cu nervuri de rigidizare longitudinale :
1 — rigidizare transversală ; 2 — rigidizare longitudinală.

Avînd în vedere efectul defavorabil al efortului local de compresiune asupra voalării se recomandă ca pentru valori mari ale acestuia, distanța între nervuri să fie $a \leqslant h_0$. Un efect favorabil îl au nervurile scurte care se folosesc concomitent cu nervurile longitudinale.

Cînd grinzile au nervuri longitudinale (fig. 10.37, *a*) acțiunea concomitentă $\sigma$, $\sigma_l$ și $\tau$ pentru panoul superior comprimat stabilită de relația dată în capitolul 8 (tab. 8.14) devine :

$$\frac{\sigma}{\bar{\sigma}_{cr}} + \frac{\sigma_l}{\sigma_{lcr}} + \left(\frac{\tau}{\tau_{cr}}\right)^2 \leqslant m\,; \quad (m = 0{,}9). \tag{10.55}$$

Rezistența critică $\bar{\sigma}_{cr}$ în panoul superior se determină în funcție de $\sigma_{cr}$ cînd nu există compresiune locală (10.39) multiplicîndu-se cu un coeficient de corecție :

$$\bar{\sigma}_{cr} = \sigma_{cr}\frac{(1+\alpha_1^2)^2}{4\alpha_1^2}, \text{ în care : } \alpha_1 = \frac{a}{h_1}\,; \ (a \leqslant 2h_1). \tag{10.56}$$

Rezistența critică $\sigma_{lcr}$ a panoului superior este mai mare decît cea dată de (10.45) datorită lățimii mici de placă și se determină cu relația :

$$\sigma_{lcr} = k'\frac{(1+\alpha_1^2)^2}{\alpha_1^2}\left(\frac{t_1}{a}\right)^2 \cdot 10^6 \ [\mathrm{N/mm^2}]. \tag{10.57}$$

în care $k'$ are valori între 0,36 și 0,45 în funcție de coeficientul $\alpha_1$ (tab. 10.20).

Valoarea $\tau_{cr}$ se calculează cu relația (10.44) în care se introduc dimensiunile $a$ și $h_1$ ale panoului care se verifică.

*Tabelul 10.20*

| $\alpha_1 = \frac{a}{h_1}$ | 1 | 1,5 | ≥ 2,0 |
|---|---|---|---|
| $k'$ | 0,36 | 0,42 | 0,45 |

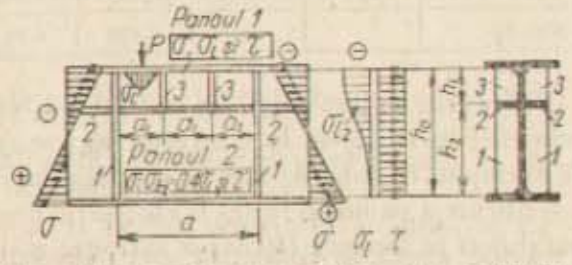



Fig. 10.38. Verificarea inimilor cu rigidizări transversale scurte :
1, 2, 3 — rigidizările grinzii.



În cazul cînd există rigidizări scurte prelungite pînă la rigidizarea longitudinală avînd distanța între ele $a_1$ (fig. 10.38) verificarea se face cu relația (10.55), rezistențele critice calculîndu-se ca pentru un panou cu dimensiunile $a_1$ și $h_1$ cu formulele (10.44), (10.56) și (10.57).

*Panoul 2* cuprins între rigidizarea longitudinală și talpa întinsă (fig. 10.37, *a* și fig. 10.38) se verifică cu relația :

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma_2}{\sigma_{cr}} + \frac{\sigma_{12}}{\sigma_{lcr}}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_{cr}}\right)^2} \leqslant m\,; \tag{10.58}$$

În relația (10.58) se consideră $\sigma_2$ la nivelul rigidizării longitudinale, iar $\sigma_{12} = 0{,}4\ \sigma_1$.

Panoul de reazem al unei grinzi continue prevăzut cu o nervură de rigidizare longitudinală la partea inferioară comprimată (fig. 10.37, *b*) se verifică în modul următor :

— *panoul inferior 1* se verifică cu relația (10.55) în care $\sigma_1$ se consideră egal cu 0 ;

— *panoul superior 2* de lîngă talpa întinsă se verifică cu relația (10.58) în două variante (v. fig. 10.37, *b*) ; în prima variantă se consideră $\sigma_2$ din încovoiere luat la nivelul rigidizării și $\tau$, iar $\sigma_{12} = 0$ ; în varianta a doua verificarea panoului se face neglijînd efectul eforturilor din încovoiere în care predomină întinderea, în formulă introducîndu-se numai $\sigma_{12} = \sigma_1$ (valoarea maximă de la talpa superioară) și efortul $\tau$ din forfecare.

În cazul grinzilor de rulare continue la care este prevăzută o nervură longitudinală la partea superioară combinată eventual și cu nervuri scurte (fig. 10.39), verificarea la voalare în panoul de reazem se efectuează în modul următor :

— *panoul superior 1* care este solicitat la întindere, la forfecare și la presiune locală se verifică la ultimele două solicitări, neglijînd efectul favorabil al întinderii, respectiv cu relația (10.55) în care se ia $\sigma = 0$. Rezistențele $\sigma_{lcr}$ și $\tau_{cr}$ se iau conform celor prevăzute pentru relațiile respective, iar $\sigma_l$ și $\tau$ sînt cele din figura 10.39 ;

— *panoul inferior 2* este supus la eforturi normale variabile în care predomină compresiunea ; deoarece efectul presiunii locale în zona inferioară a inimii este foarte redus acesta se poate neglija. Verificarea la voalare se efectuează cu relația :

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma_l}{\sigma_{cr}^*}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_{cr}}\right)^2} \leqslant m; \tag{10.59}$$

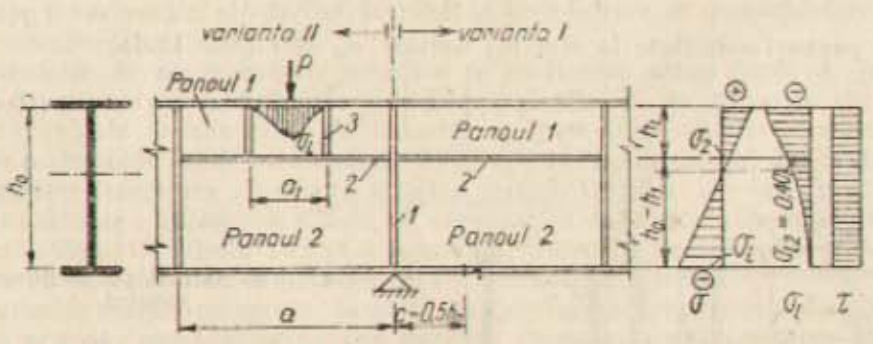



Fig. 10.39. Grindă continuă cu nervuri de rigidizare longitudinale (verificarea panourilor de reazem) :
1, 2, 3 — rigidizarea grinzii.

în care $\sigma_i$ și $\tau$ se determină conform figurii 10.39 la distanța $c$ de reazem ; pentru $c$ se ia cea mai mică din valorile $a/2$ sau $(h_0 - h_1)/2$.

Pentru verificarea panoului inferior se ține seama că talpa inferioară oferă o încastrare mai redusă decît talpa superioară de care sînt prinse șina și grinda de frînare. În consecință, rezistența critică se consideră sporită cu circa 25% față de cea a unei plăci dublu articulate, spre deosebire de talpa superioară care asigură un spor de rezistență de 40...55%. Valorile rezistențelor critice $\sigma_{cr}$ pentru placa articulată pe contur sînt date în tabelul 10.14.

Pe considerentele arătate mai sus în relația (10.59) se introduce valoarea :

$$f_{cr}^{*} = 1{,}25\ \sigma_{cr}. \qquad (10.60)$$

Rezistența $\tau_{cr}$ se calculează cu relația (10.44) cu dimensiunile *panoului 2* care se verifică (fig. 10.39).

*Grinzile cu secțiune nesimetrică*, cu talpa comprimată mai dezvoltată, cu sau fără nervuri longitudinale se verifică de regulă considerînd o grindă echivalentă avînd înălțimea $h_0' = 2e$ (fig. 10.40), în formule introducîndu-se $h_0'$ în loc de $h_0$.

10.3.7.6. **Verificarea la voalare în metoda rezistențelor admisibile.** Verificarea la voalare în cazul solicitărilor simple se efectuează cu relațiile :

$$\sigma \leqslant \frac{\sigma_{cr}}{c_v}\ ;\quad \tau \leqslant \frac{\tau_{cr}}{c_v}. \qquad (10.61)$$

Coeficienții de siguranță sînt în acest caz ceva mai mici decît cei admiși pentru verificările curente de rezistență și stabilitate generală ($c_I = 1{,}5$, respectiv $c_{II} = 1{,}33$) :

— solicitări statice :

$$c_{vI} = 1{,}30\ ;\ c_{vII} = 1{,}15\ ;$$

— solicitări dinamice :

$$c_{vI} = 1{,}40\ ;\ c_{vII} = 1{,}25.$$

Pentru solicitări complexe sînt utilizate relații de verificare de tipul celor corespunzătoare metodei stărilor limită ; pentru identificarea situației de solicitare s-au păstrat numerele de ordine ale relațiilor, dar afectate cu indicele $a$ :

— panourile solicitate la eforturi unitare $\sigma$ și $\tau$ (rel. 10.47)

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma}{\sigma_{cr}}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_{cr}}\right)^2} \leqslant \frac{1}{c_v}\ ; \qquad (10.47,\ a)$$

— panouri solicitate la eforturi unitare $\sigma_m$ și $\tau$ (rel. 10.48)

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_{cr}} + c_v\left(\frac{\tau}{\tau_{cr}}\right)^2 \leqslant \frac{1}{c_v}\ ; \qquad (10.48,\ a)$$

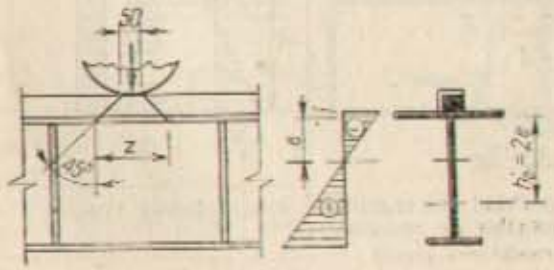



Fig. 10.40. Grinzi cu secțiune nesimetrică.



— pentru solicitări la eforturi unitare $\sigma_2$ și $\tau$ (rel. 10.53)

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma_2}{\sigma_{cr}}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_{cr}}\right)^2} \leqslant \frac{1}{c_v}\ ; \qquad (10.53,\ a)$$

— pentru solicitări la eforturi unitare $\sigma$, $\sigma_1$ și $\tau$ (rel. 10.54)

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma}{\sigma_{cr}} + \frac{\sigma_1}{\sigma_{1cr}}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_{cr}}\right)^2} \leqslant \frac{1}{c_v}\ ; \qquad (10.54,\ a)$$

— panouri solicitate la eforturi unitare $\sigma$, $\sigma_1$ și $\tau$ (rel. 10.55)

$$\frac{\sigma}{\sigma_{cr}} + \frac{\sigma_1}{\sigma_{1cr}} + c_v\left(\frac{\tau}{\tau_{cr}}\right)^2 \leqslant \frac{1}{c_v}\ ; \qquad (10.55,\ a)$$

— panouri solicitate la eforturi unitare $\sigma_2$, $\sigma_{12}$ și $\tau$ (rel 10.58) :

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma_2}{\sigma_{cr}} + \frac{\sigma_{12}}{\sigma_{1cr}}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_{cr}}\right)^2} \leqslant \frac{1}{c_v}\ ; \qquad (10.58,\ a)$$

— iar panourile solicitate la $\sigma_i$ și $\tau$ (rel. 10.59)

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma_i}{\sigma_{cr}^{*}}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_{cr}}\right)^2} \leqslant \frac{1}{c_v}. \qquad (10.59,\ a)$$

Aceste relații de calcul se bazează pe rezistențe critice determinate în ipoteza că inima prezintă o încastrare parțială (elastică) în tălpi. În unele norme R.F.G., Olanda, S.U.A. etc.), se păstrează încă acoperitor ipoteza legăturii articulate pe contur, ceea ce conduce la valori mai mici ale rezistențelor critice, și ca atare la necesitatea realizării unor supleți mai mici a panourilor de placă.

În normele amintite anterior (R.F.G.) se consideră că rezistențele critice se determină pe baza unei diagrame caracteristice care este liniară numai pînă la $\sigma_p \simeq 0{,}8\ \sigma_c$. În consecință în intervalul $\sigma_p - \sigma_c$ diagrama rezistențelor critice variază ca în figura 10.30 [S 19], [S 29].

În ultima perioadă, prin dezvoltarea teoriei plăcilor care lucrează în domeniul posteritic această diferențiere este pe cale de a fi corectată, realizîndu-se alcătuiri mai raționale și economice pentru inimile grinzilor încovoiate.

10.3.7.7. **Rigidizări pe reazemele grinzilor.** Pentru a se asigura o rezemare care să permită o transmitere concentrată într-o anumită zonă a reacțiunii de reazem și pentru a permite rotirile corespunzătoare, pe reazem se prevăd elemente transversale sub formă de plăcuțe de centrare dreptunghiulare sau ușor rotunjite (fig. 10.41, *a*).

Rigidizările de pe reazemele grinzilor se alcătuiesc astfel încît să poată transmite prin extremitățile lor inferioare reacțiunile pe zona pe care se găsesc plăcuțele de centrare. Pentru a se asigura transmiterea corespunzătoare a presiunilor locale este necesar să se asigure fie contactul direct dintre extremitatea inferioară a nervurii și talpa grinzii, fie să se prevadă o sudură corespunzătoare ; în ambele cazuri este necesar ca după execuție talpa grinzii să rezulte dreaptă, eliminînd-se deformațiile transversale din sudură. Apare necesar ca extremitățile nervurilor să fie prelucrate mecanic.

La grinzile simplu rezemate, în afară de rigidizarea propriu-zisă de reazem se mai prevede constructiv însă o nervură frontală la extremitatea grinzii (fig. 10.41, *b*). În unele cazuri se poate dezvolta nervura de reazem care iese sub nivelul tălpii inferioare a grinzii avînd extremitatea prelucrată mecanic

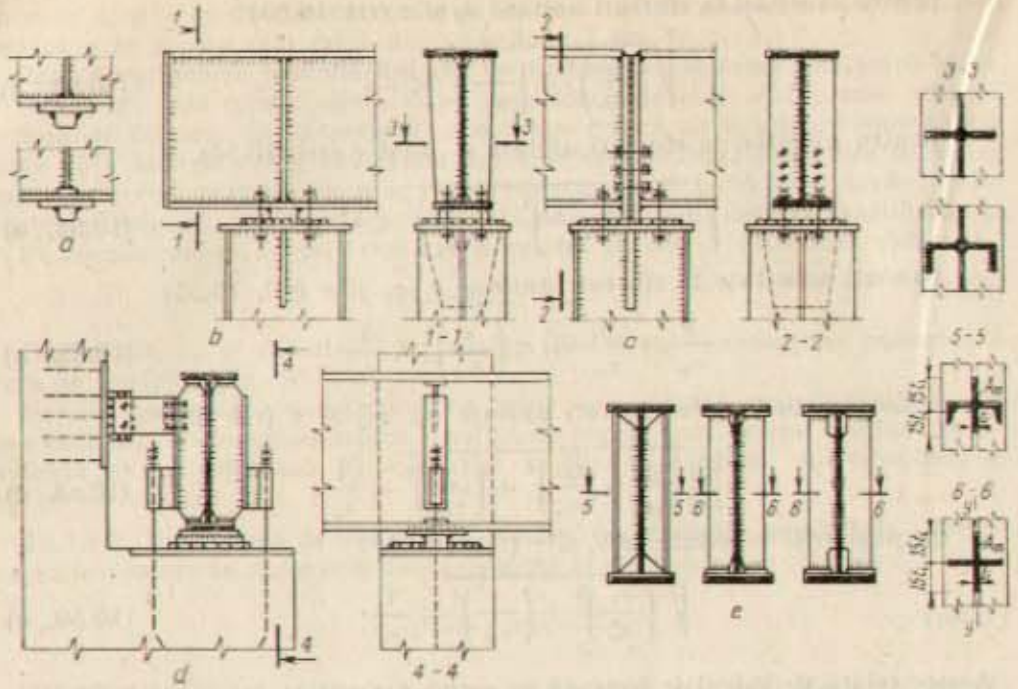


Fig. 10.41. Rezemarea grinzilor și alcătuirea nervurilor de reazem.

(fig. 10.41, *c*). Acest sistem apare indicat cînd reacțiunile a două grinzi trebuie să se transmită la reazem (de exemplu la stîlp) într-o zonă foarte restrînsă, pentru a evita excentricități. Pentru a nu avea legături care să creeze continuități, prinderea cu șuruburi a două grinzi adiacente se face numai în zona inferioară a nervurilor de rigidizare.

Cînd se contează pe o transmitere a reacțiunilor de reazem pe toată suprafața de contact, se poate admite ca verificarea la strivire să se efectueze cu rezistența de calcul sporită cu 50%. În caz contrar rezistența la strivire nu va depăși $R$.

Rigidizarea transversală de pe reazeme se verifică în ipoteza că ea formează un montant articulat în cele două tălpi și încărcat cu reacțiunea reazemului $V$. Secțiunea de calcul se ia egală cu aria secțiunii rigidizării, la care se adaugă cîte o porțiune din inimă de lățime $15\,t_i$ pe fiecare parte a rigidizării. Se determină raza de inerție în raport cu axa cuprinsă în planul inimii (fig. 10.41, *e*), coeficientul de subțirime corespunzător, iar verificarea la flambaj a montantului se efectuează cu relația :

$$\frac{V}{\varphi_s A_m} \leqslant R. \tag{10.62}$$

### 10.3.8. ALTE VERIFICĂRI ALE GRINZILOR

**10.3.8.1. Verificarea stabilității generale.** Verificarea se efectuează pe baza principiilor stabilite la § 8.3.5.

Este necesar ca grinzile să fie prinse pe reazem în mod corespunzător, astfel încît deplasările și rotirile în plan normal pe axa longitudinală a grinzii să fie împiedicate.



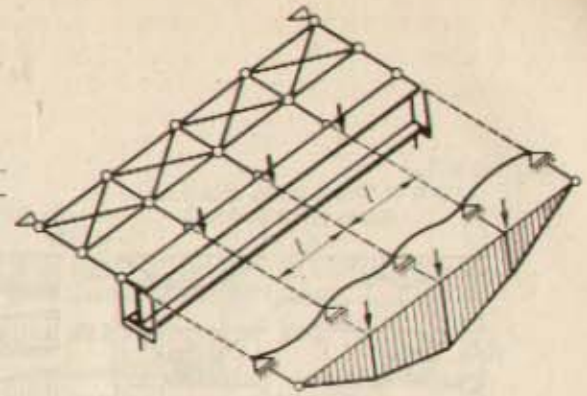


Fig. 10.42. Pierderea stabilității generale la o grindă cu legături laterale la talpa comprimată.

O măsură eficientă pentru asigurarea grinzilor împotriva pierderii stabilității generale o constituie legarea tălpii superioare comprimate, pe deschidere. Pentru ca o legătură transversală să poată constitui un punct fix este necesar ca aceasta să poată prelua o forță egală cu $0{,}02\,A_1R$, în care $A_1$ este aria tălpii comprimate.

Verificarea practică suficient de exactă a grinzilor încărcate la talpa superioară se poate efectua așa cum se arată în cele de urmează :

● Pentru profile laminate dublu T și U se poate folosi relația (8.219), care poate fi transpusă în calculul cu folosirea valorii $\lambda_{1r}$ și a curbelor de flambaj de la barele comprimate. În acest sens se obține :

$$\lambda_{1r} = 3{,}90\sqrt{\frac{lh_e}{bt\xi}}, \tag{10.63}$$

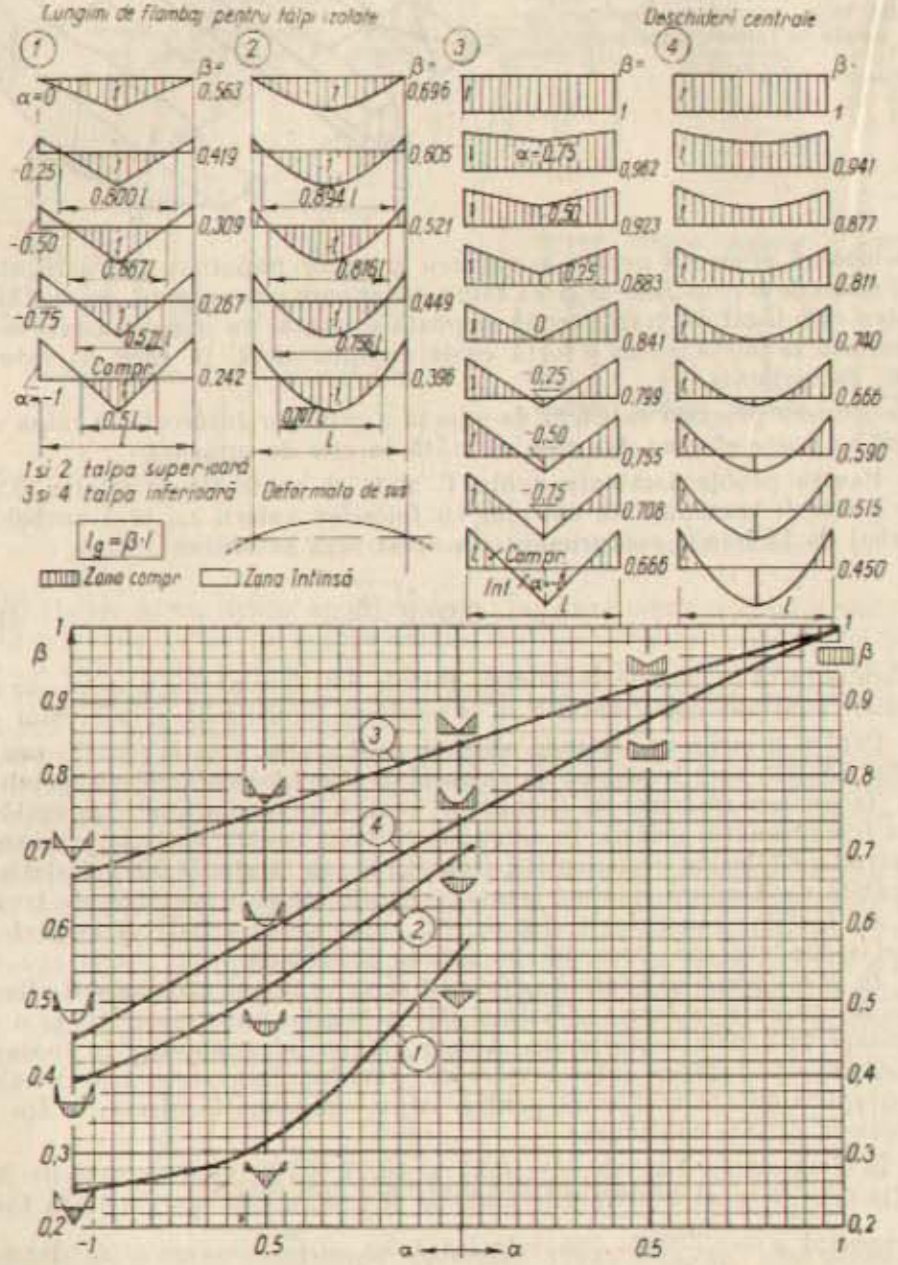
cu care se intră în curbele de flambaj $B$ (tab. 8.8) și se obține $\varphi = \varphi_g$. În cazul grinzilor continue coeficientul $\xi$ se ia conform figurii 8.81 și tabelului 8.15.

● Pentru grinzile cu secțiune plină se poate folosi relația (8.233) sau simplificat (8.243) care transpusă în calculul de stabilitate asimilează stabilitatea prin încovoiere-răsucire cu flambajul unei bare comprimate formată din talpa (comprimată) grinzii. În acest caz corecția pentru variația momentului se introduce folosind coeficienții $\xi$ (tab. 8.15) sau relația (8.223). Relația este aplicabilă dacă există legături transversale ale tălpii în punctele de transmitere ale forțelor concentrate (fig. 10.42), ceea ce de regulă se asigură prin grinzi secundare care reazemă pe grinda principală.

● În cazul grinzilor continue este util să se cunoască lungimile de flambaj ($l_g = \beta l$) cu care se face verificarea atît a tălpilor superioare, cît și a celor inferioare în zonele comprimate. Aceste lungimi sînt stabilite în ipoteza că nu există alte legături intermediare ale tălpilor. Sub acest aspect calculul are o aplicabilitate mai mare pentru talpa comprimată inferioară din zona de reazem (grinzi continue).

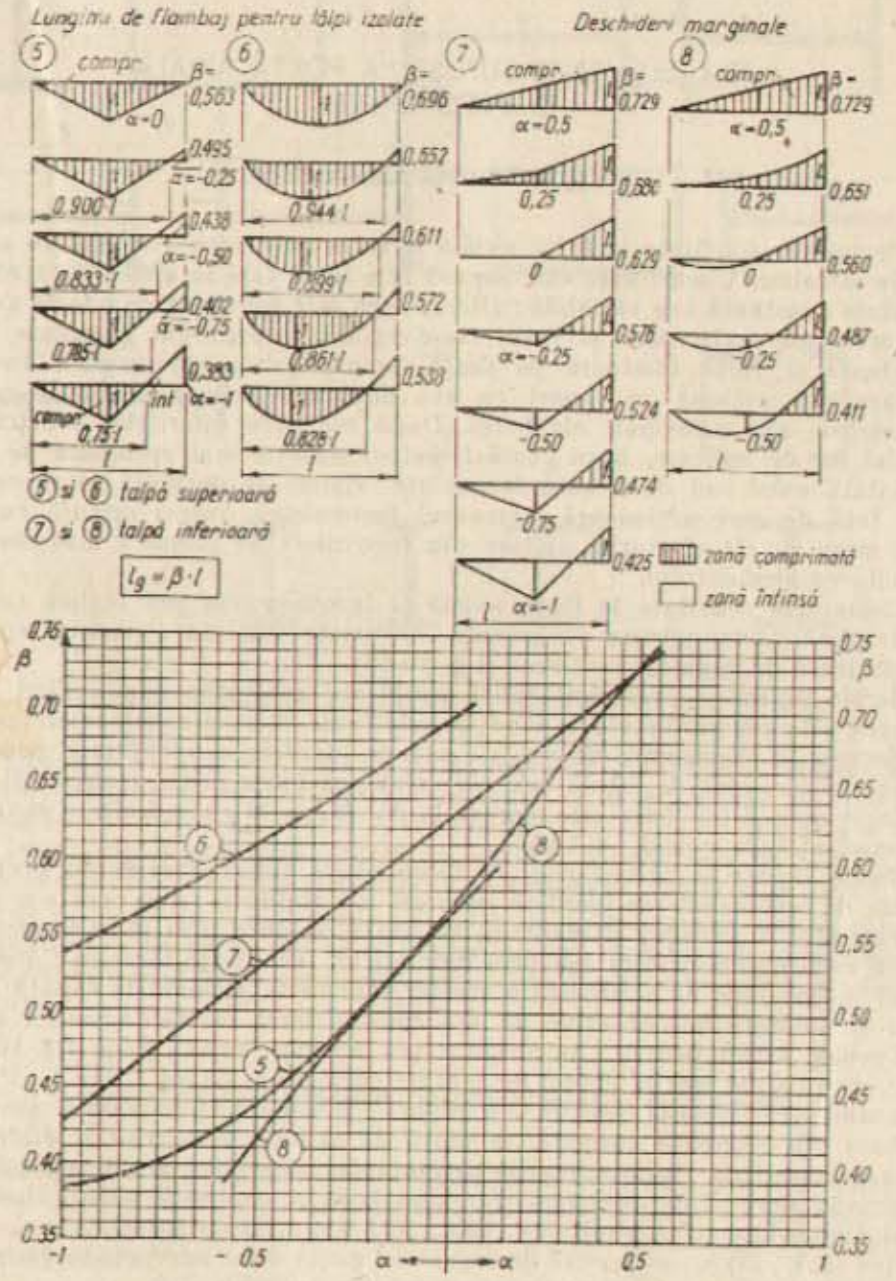
În diagramele din tabelele 10.21 și 10.22 [92] sînt date valorile $\beta$ din relația $l_g = \beta l$ pentru cîmpurile centrale și pentru cele marginale în funcție de raportul $\alpha = \frac{M_{reazem}}{M_{cîmp}}$. Se calculează $\lambda_{1r} = \frac{\beta l}{i_1}$, în care $i_1$ se determină pentru talpa comprimată și o porțiune de 1/5 din înălțimea inimii (față de axa din planul inimii) ; cu valoarea $\lambda_{1r}$ se intră în curbele de flambaj $B$ (tab. 8.8) și se determină coeficientul $\varphi = \varphi_g$.

Tabelul 10.21






Tabelul 10.22



10.3.8.2. **Verificarea la oboseală.** La grinzile supuse la acțiunea unor solicitări repetate pot apare ruperi datorită fenomenului de oboseală. Verificarea acestor elemente se efectuează după modul prevăzut la § 7.6.

O măsură eficientă pentru reducerea efectului de oboseală constă în alcătuirea constructivă corespunzătoare a grinzilor, astfel încît efectul concentratorilor să fie redus la minimum.

## 10.4. ELEMENTE SUPUSE LA FORȚĂ AXIALĂ ȘI ÎNCOVOIERE

### 10.4.1. ALCĂTUIREA ELEMENTELOR

Elementele solicitate la forță axială și încovoiere apar frecvent în structurile metalice. Uneori bara este supusă la o forță care se aplică cu o excentricitate constantă sau variabilă ; alteori bara este solicitată de o forță axială, de momente exterioare și forțe transversale, care produc momente încovoietoare și forțe tăietoare pe deschiderea acesteia. Momentele încovoietoare pot acționa în raport cu una din axele principale sau în raport cu ambele axe principale ale barei. După mărimea diferitelor solicitări și modul lor de aplicare, bara poate fi într-o situație mai apropiată de bara solicitată axial sau de o bară încovoiată. Barele se dezvoltă în raport cu axa față de care acționează momentul încovoietor, într-o măsură cu atît mai mare cu cît eforturile unitare din încovoiere au pondere mai mare în solicitarea elementului.

Elementele solicitate la forță axială și încovoiere se pot realiza cu secțiune plină, asemănătoare cu grinzile încovoiate sau din elemente separate solidarizate de regulă cu zăbrele (fig. 10.43).

*Barele întinse și încovoiate* ridică probleme deosebite numai cînd încovoierea este predominantă și cînd trebuie luate măsuri constructive pentru asigurarea la fenomenele de voalare sau de pierdere a stabilității generale; aceste măsuri sînt de regulă cele care sînt prevăzute și la grinzile solicitate la încovoiere. Cînd bara este supusă la $N$, $M_x$ și $M_y$ se admite o majorare a rezistenței de calcul cu 10%.

*Barele supuse la încovoiere și la compresiune* ridică o serie de probleme legate de fenomenele de pierdere generală a stabilității. Așa cum s-a arătat la capitolul 8, cedarea elementului se poate produce prin plastificarea secțiunii celei mai solicitate sau prin flambaj cu încovoiere-răsucire. Corespunzător posibilității de producere a acestor fenomene, elementele capătă rezolvări și alcătuiri constructive de așa natură încît efectul acestora să fie mai redus. Astfel, pentru a mări rigiditatea în raport cu axa $y-y$ (fig. 10.43 *j*, *m*, *s* etc.) tălpile sînt la rîndul lor tratate ca secțiuni dublu T sau U. Pentru a se mări rigiditatea la răsucire și a asigura o mai bună conlucrare a ramurilor la bare din elemente separate, în afară de zăbrele se prevăd și diafragme intermediare (fig. 10.43, *o* și *s*) la distanțe de cel mult 4 m. În același scop se prevăd nervuri de rigidizare transversale și la secțiunile pline avînd aceleași dimensiuni ca la grinzi (fig. 10.43, *i*, *j*, *k*), distanța între nervuri nedepășind (2,5...3) $h_0$; se prevăd de regulă cel puțin două nervuri sau diafragme intermediare pe un tronson transportabil (de montaj).

În cazul cînd acționează momente pe două direcții sau cînd solicitările sînt foarte mari, se pot realiza elemente cu secțiune închisă (fig. 10.43, *l*) ; acestea se prevăd cu diafragme interioare sudate pe cel puțin trei laturi.



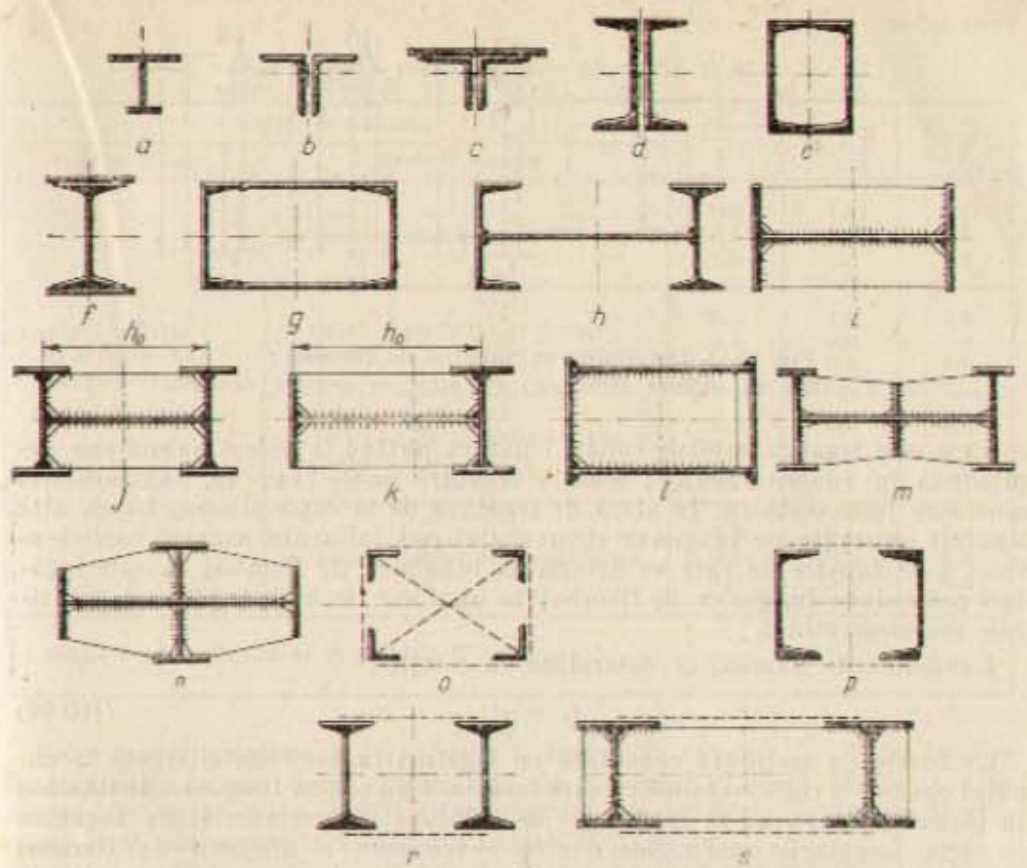



Fig. 10.43. Secțiuni de bare supuse la încovoiere cu forță axială.

La elementele cu secțiune plină foarte dezvoltate, suplețele tablelor care alcătuiesc elementul trebuie limitate pentru a evita fenomenul de voalare. La inimile cu raport $h_0/t$ mare, apare uneori rațional să se prevadă o nervură longitudinală continuă, legată cu nervuri transversale de tălpile elementului și care se poate introduce în secțiunea de calcul (fig. 10.43, *m*).

Barele comprimate și încovoiate pot intra în alcătuirea grinzilor cu zăbrele care primesc și încărcări (verticale) între noduri. Tot în categoria elementelor comprimate și încovoiate intră stîlpii construcțiilor metalice cu diferite destinații.

### 10.4.2. CALCULUL ELEMENTELOR COMPRIMATE ȘI ÎNCOVOIATE

În capitolul 8 au fost examinate principalele probleme privind comportarea și calculul barelor comprimate și încovoiate. În cele ce urmează problemele privind calculul și alcătuirea sînt tratate în lumina prevederilor STAS 10108/0-78.

Una din problemele principale ridicată de dimensionare este stabilirea lungimii de flambaj a elementului. În cazul unui stîlp aceasta este în funcție de modul de prindere în fundație — articulație sau încastrare — de modul

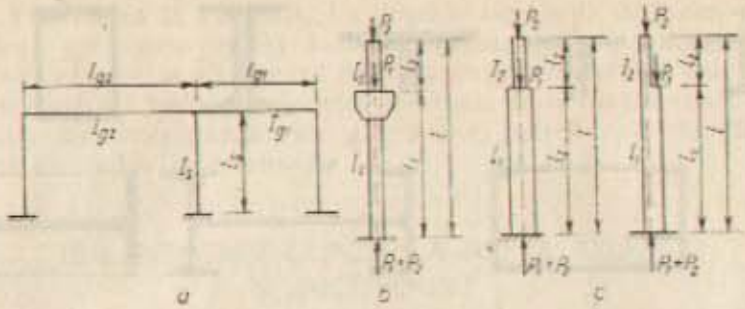


Fig. 10.44. Determinarea lungimii de flambaj :
a, b — stîlpi cu secțiune constantă ; c — stîlpi cu secțiune variabilă.

în care este legat la celălalt capăt, legătura putînd fi nedeplasabilă sau deplasabilă în anumite limite ; această legătură poate, sau nu, să transmită momente încovoietoare. În afară de legătura de la capătul opus bazei, alte legături existente pe lungimea elementului pot influența asupra coeficientului $\mu$ în funcție de care se determină lungimea de flambaj. Aceste legături pot reduce lungimea de flambaj în unul sau în ambele planuri principale ale elementului.

Lungimea de flambaj se determină cu relația :

$$l_f = \mu l. \tag{10.64}$$

La barele cu secțiunea constantă cu legături în fundație și legate la capătul opus de o riglă metalică cu care formează un cadru, lungimea de flambaj în planul cadrului se ia în funcție de legătura la rezemare și de legătura cu rigla. Legăturile mai rigide duc la o reducere a lungimii de flambaj (fig. 10.44, *a*). Rigiditatea legăturii la capătul superior poate fi exprimată prin raportul $k = r_g/r_s$, în care $r_g$ este suma rigidităților riglelor din deschiderile alăturate legate de element și $r_s$ — rigiditatea elementului comprimat și încovoiat. Valorile $\mu$ sînt date în tabelul 10.23.

*Tabelul 10.23*

**Coeficienții $\mu$ pentru stîlpii cadrelor cu un nivel cu secțiune constantă și cu încastrare elastică în partea superioară**

| Prindere în fundație | $k = \frac{r_g}{r_s}\left(\frac{I_{g1}}{l_{g1}} + \frac{I_{g2}}{l_{g2}}\right)\frac{l_s}{I_s}$ | 0 | 0,2 | 0,3 | 0,5 | 1,0 | 2,0 | 3,0 | 10,0 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Încastrată | | 2,0 | 1,50 | 1,40 | 1,28 | 1,16 | 1,08 | 1,06 | 1,0 |
| Articulată | | ∞ | 3,42 | 3,0 | 2,63 | 2,33 | 2,17 | 2,11 | 2,0 |

Lungimile de flambaj ale barelor cu secțiune constantă care formează stîlpi de cadru, avînd și o forță axială aplicată pe lungimea lor se determină folosind valorile $\mu$ din tabelul 10.21.

Lungimile de flambaj ale stîlpilor cu secțiune în trepte depind de raportul dintre rigiditățile părții superioare și ale părții inferioare a stîlpului și de felul legăturii la bază și la capătul superior al stîlpului (fig. 10.44 *c*):

$$l_{1f} = \mu_1 l_1 \; ; \; l_{2f} = \mu_2 l_2. \tag{10.65}$$



*Tabelul 10.24*

**Coeficientul $\mu$ pentru stîlpi conform fig. 10,44, b**

| Condiții de rezemare | | $\frac{I_2}{I_1}$ | $\frac{P_1}{P_2} \geq 3$ | $\frac{P_1}{P_2} = 1$ |
|---|---|---|---|---|
| Capătul inferior | Capătul superior | | | |
| Capătul inferior al stîlpilor este încastrat | cu rotiri și deplasări libere | 0,3<br>0,6<br>1,0 | 1,8<br>1,5<br>1,3 | 2,0<br>1,7<br>1,6 |
| | cu rotiri împiedicate și deplasări libere | 0,3<br>0,6<br>1,0 | 1,0<br>0,9<br>0,8 | 1,2<br>1,0<br>0,9 |
| | cu rotiri libere și deplasări împiedicate | 0,3<br>0,6<br>1,0 | 0,6<br>0,5<br>0,5 | 0,6<br>0,6<br>0,6 |
| | cu rotiri și deplasări împiedicate | 0,3<br>0,6<br>1,0 | 0,5<br>0,4<br>0,4 | 0,5<br>0,4<br>0,4 |

Notă : Pentru verificarea stabilității $N = P_1 + P_2$

Valorile coeficienților $\mu_1$ și $\mu_2$ pot fi luate din tabelele 10.25 în funcție de legăturile la cele două extremități. În tabelele 10.24 și 10.25 se ține seama de posibilitatea deplasărilor limitate ale capătului superior al stîlpilor, care pot apare la halele industriale (fig. 10.45).

Pentru stîlpii cu rotiri și deplasări libere la capătul superior (fig. 10.45, *a*) coeficienții $\mu_1$ se iau din tabelul 10.25, *a*, iar pentru stîlpii cu rotiri împiedicate și deplasări libere (fig. 10.45, *b*) din tabelul 10.25, *b* în funcție de :

$$c_1 = \frac{I_2}{I_1}\sqrt{\frac{I_1}{I_2 \cdot c}}, \tag{10.66}$$

în care : $c = \frac{P_1 + P_2}{P_2}$ și de raportul $\frac{I_2 \cdot l_1}{I_1 \cdot l_2}$ ; pentru stîlpii la care deplasările capătului superior sînt împiedicate, coeficientul $\mu_1$ se determină cu relația :

$$\mu_1 = \sqrt{\frac{(c-1)\mu_{11}^2 + \mu_{12}^2}{c}}, \tag{10.67}$$

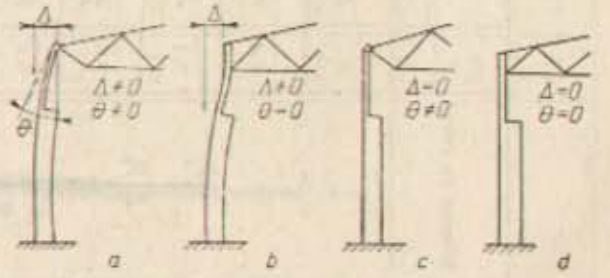


Fig. 10.45. Legăturile la capătul superior al stîlpilor halelor.

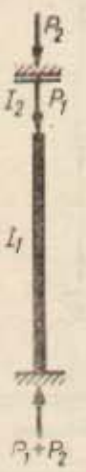
*Tabelul 10.25, a*

**Coeficienţii $\mu_1$ pentru stîlpi cu rotiri şi deplasări libere la capătul superior**

| Schema de calcul | $C_1$ | Coeficienţii $\mu_1$ pentru $I_2 l_1 / I_1 l_2$ | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | 0 | 0,1 | 0,2 | 0,3 | 0,4 | 0,5 | 0,6 | 0,7 | 0,8 | 0,9 | 1,0 | 1,2 | 1,4 | 1,6 | 1,8 | 2,0 | 2,5 | 5,0 | 10,0 | 20,0 |
| | 0 | 2,0 | 2,0 | 2,0 | 2,0 | 2,0 | 2,0 | 2,0 | 2,0 | 2,0 | 2,0 | 2,0 | 2,0 | 2,0 | 2,0 | 2,0 | 2,0 | 2,0 | 2,0 | 2,0 | 2,0 |
| | 0,2 | 2,0 | 2,01 | 2,02 | 2,03 | 2,04 | 2,05 | 2,06 | 2,06 | 2,07 | 2,08 | 2,09 | 2,10 | 2,12 | 2,14 | 2,15 | 2,17 | 2,21 | 2,40 | 2,76 | 3,38 |
| | 0,4 | 2,0 | 2,04 | 2,08 | 2,11 | 2,13 | 2,18 | 2,21 | 2,25 | 2,28 | 2,32 | 2,35 | 2,42 | 2,48 | 2,54 | 2,60 | 2,66 | 2,80 | — | — | — |
| | 0,6 | 2,0 | 2,11 | 2,20 | 2,23 | 2,36 | 2,44 | 2,52 | 2,59 | 2,66 | 2,73 | 2,80 | 2,93 | 3,05 | 3,17 | 3,28 | 3,39 | — | — | — | — |
| | 0,8 | 2,0 | 2,25 | 2,42 | 2,58 | 2,70 | 2,83 | 2,96 | 3,07 | 3,17 | 3,27 | 3,36 | 3,55 | 3,74 | — | — | — | — | — | — | — |
| | 1,0 | 2,0 | 2,50 | 2,73 | 2,94 | 3,13 | 3,29 | 3,41 | 3,59 | 3,74 | 3,87 | 4,00 | — | — | — | — | — | — | — | — | — |
| | 1,5 | 3,0 | 3,43 | 3,77 | 4,07 | 4,35 | 4,61 | 4,86 | 5,08 | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — |
| | 2,0 | 4,0 | 4,44 | 4,90 | 5,29 | 5,67 | 6,03 | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — |
| | 2,5 | 5,0 | 5,55 | 6,08 | 6,56 | 7,00 | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | | |
| | 3,0 | 6,0 | 6,65 | 7,25 | 7,82 | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — |

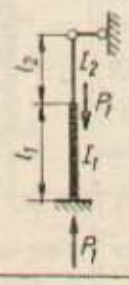
*Tabelul 10.25, b*

**Coeficienţii $\mu_1$ pentru stîlpi cu rotiri împiedicate şi deplasări libere la capătul superior**

| Schema de calcul | $C_1$ | Coeficienţii $\mu_1$ pentru $I_2 l_1 / I_1 l_2$ | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | 0 | 0,1 | 0,2 | 0,3 | 0,4 | 0,5 | 0,6 | 0,7 | 0,8 | 0,9 | 1,0 | 1,2 | 1,4 | 1,6 | 1,8 | 2,0 | 2,5 | 5,0 | 10,0 | 20,0 |
|  | 0 | 2,0 | 1,92 | 1,86 | 1,80 | 1,76 | 1,70 | 1,67 | 1,64 | 1,60 | 1,57 | 1,55 | 1,50 | 1,46 | 1,43 | 1,40 | 1,37 | 1,32 | 1,18 | 1,10 | 1,05 |
| | 0,2 | 2,0 | 1,93 | 1,87 | 1,82 | 1,76 | 1,71 | 1,68 | 1,64 | 1,62 | 1,59 | 1,56 | 1,52 | 1,48 | 1,45 | 1,41 | 1,39 | 1,33 | 1,20 | 1,11 | — |
| | 0,4 | 2,0 | 1,94 | 1,88 | 1,83 | 1,77 | 1,76 | 1,72 | 1,69 | 1,66 | 1,62 | 1,61 | 1,57 | 1,53 | 1,50 | 1,48 | 1,45 | 1,40 | — | — | — |
| | 0,6 | 2,0 | 1,95 | 1,91 | 1,86 | 1,83 | 1,79 | 1,77 | 1,76 | 1,72 | 1,71 | 1,69 | 1,66 | 1,63 | 1,61 | 1,59 | — | — | — | — | — |
| | 0,8 | 2,0 | 1,97 | 1,94 | 1,92 | 1,90 | 1,88 | 1,87 | 1,86 | 1,85 | 1,83 | 1,82 | 1,80 | 1,79 | — | — | — | — | — | — | — |
| | 1,0 | 2,0 | 2,00 | 2,00 | 2,00 | 2,00 | 2,00 | 2,00 | 2,00 | 2,00 | 2,00 | 2,00 | — | — | — | — | — | — | — | — | — |
| | 1,5 | 2,0 | 2,12 | 2,25 | 2,33 | 2,38 | 2,43 | 2,48 | 2,52 | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — |
| | 2,0 | 2,0 | 2,45 | 2,66 | 2,81 | 2,91 | 3,00 | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — |
| | 2,5 | 2,5 | 2,94 | 3,17 | 3,34 | 3,50 | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — |
| | 3,0 | 3,0 | 3,43 | 3,70 | 3,93 | 4,12 | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — |

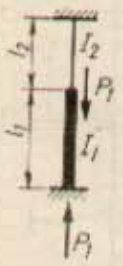
*Tabelul 10.25, c*

**Coeficienții $\mu_{12}$ și $\mu_{11}$ pentru stîlpi cu rotiri libere și deplasări împiedicate la capătul superior**

| Schema de calcul | $I_2:I_1$ | Coeficienții $\mu_{12}$ și $\mu_{11}$ pentru $l_2:l_1$ | | | | | | | | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | 0,1 | 0,2 | 0,3 | 0,4 | 0,5 | 0,6 | 0,7 | 0,8 | 0,9 | 1,0 | 1,2 | 1,4 | 1,6 | 1,8 | 2,0 |
| | | Coeficient $\mu_{12}$ | | | | | | | | | | | | | | |
| | 0,04 | 1,02 | 1,84 | 2,25 | 2,59 | 2,85 | 3,08 | 3,24 | 3,42 | 3,70 | 4,00 | 4,55 | 5,25 | 5,80 | 6,55 | 7,20 |
| | 0,06 | 0,91 | 1,47 | 1,93 | 2,26 | 2,57 | 2,74 | 2,90 | 3,05 | 3,24 | 3,45 | 3,88 | 4,43 | 4,90 | 5,43 | 5,94 |
| | 0,08 | 0,86 | 1,31 | 1,73 | 2,05 | 2,31 | 2,49 | 2,68 | 2,85 | 3,00 | 3,14 | 3,53 | 3,93 | 4,37 | 4,85 | 5,28 |
| | 0,1 | 0,83 | 1,21 | 1,57 | 1,95 | 2,14 | 2,33 | 2,46 | 2,60 | 2,76 | 2,91 | 3,28 | 3,61 | 4,03 | 4,43 | 4,85 |
| | 0,2 | 0,79 | 0,98 | 1,23 | 1,46 | 1,67 | 1,85 | 2,02 | 2,15 | 2,28 | 2,40 | 2,67 | 2,88 | 3,11 | 3,42 | 3,71 |
| | 0,3 | 0,78 | 0,90 | 1,09 | 1,27 | 1,44 | 1,60 | 1,74 | 1,86 | 1,98 | 2,11 | 2,35 | 2,51 | 2,76 | 2,99 | 3,25 |
| | 0,4 | 0,78 | 0,88 | 1,02 | 1,17 | 1,32 | 1,45 | 1,58 | 1,69 | 1,81 | 1,92 | 2,14 | 2,31 | 2,51 | 2,68 | 2,88 |
| | 0,5 | 0,78 | 0,86 | 0,99 | 1,10 | 1,22 | 1,35 | 1,47 | 1,57 | 1,67 | 1,76 | 1,96 | 2,15 | 2,34 | 2,50 | 2,76 |
| | 1,0 | 0,78 | 0,85 | 0,92 | 0,99 | 1,06 | 1,13 | 1,20 | 1,27 | 1,34 | 1,41 | 1,54 | 1,68 | 1,82 | 1,97 | 2,10 |
|  | | Coeficient $\mu_{11}$ | | | | | | | | | | | | | | |
| | 0,04 | 0,67 | 0,67 | 0,83 | 1,25 | 1,43 | 1,55 | 1,65 | 1,70 | 1,75 | 1,78 | 1,84 | 1,87 | 1,88 | 1,90 | 1,92 |
| | 0,06 | 0,67 | 0,67 | 0,81 | 1,07 | 1,27 | 1,41 | 1,51 | 1,60 | 1,64 | 1,70 | 1,78 | 1,82 | 1,84 | 1,87 | 1,88 |
| | 0,08 | 0,67 | 0,67 | 0,75 | 0,98 | 1,19 | 1,32 | 1,43 | 1,51 | 1,58 | 1,63 | 1,72 | 1,77 | 1,81 | 1,82 | 1,84 |
| | 0,1 | 0,67 | 0,67 | 0,73 | 0,93 | 1,11 | 1,25 | 1,36 | 1,45 | 1,52 | 1,57 | 1,66 | 1,72 | 1,77 | 1,80 | 1,82 |
| | 0,2 | 0,67 | 0,67 | 0,69 | 0,75 | 0,89 | 1,02 | 1,12 | 1,21 | 1,29 | 1,36 | 1,46 | 1,54 | 1,60 | 1,65 | 1,69 |
| | 0,3 | 0,67 | 0,67 | 0,67 | 0,71 | 0,80 | 0,90 | 0,99 | 1,08 | 1,15 | 1,22 | 1,33 | 1,41 | 1,48 | 1,54 | 1,59 |
| | 0,4 | 0,67 | 0,67 | 0,67 | 0,69 | 0,75 | 0,84 | 0,92 | 1,00 | 1,07 | 1,13 | 1,24 | 1,33 | 1,40 | 1,47 | 1,51 |
| | 0,5 | 0,67 | 0,67 | 0,67 | 0,69 | 0,73 | 0,81 | 0,87 | 0,94 | 1,01 | 1,07 | 1,17 | 1,26 | 1,33 | 1,39 | 1,44 |
| | 1,0 | 0,67 | 0,67 | 0,67 | 0,68 | 0,71 | 0,74 | 0,78 | 0,82 | 0,87 | 0,91 | 0,99 | 1,07 | 1,13 | 1,19 | 1,24 |

*Tabelul 10.25, d*

**Coeficienții $\mu_{12}$ și $\mu_{11}$ pentru stîlpi cu rotiri și deplasări împiedicate la capătul superior**

| Schema de calcul | $I_2:I_1$ | Coeficienții $\mu_{12}$ și $\mu_{11}$ pentru $l_2:l_1$ | | | | | | | | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | 0,1 | 0,2 | 0,3 | 0,4 | 0,5 | 0,6 | 0,7 | 0,8 | 0,9 | 1,0 | 1,2 | 1,4 | 1,6 | 1,8 | 2,0 |
| | | Coeficienți $\mu_{12}$ | | | | | | | | | | | | | | |
| | 0,04 | 0,78 | 1,02 | 1,53 | 1,73 | 2,01 | 2,21 | 2,38 | 2,54 | 2,65 | 2,85 | 3,24 | 3,70 | 4,20 | 4,76 | 5,23 |
| | 0,06 | 0,70 | 0,86 | 1,23 | 1,47 | 1,73 | 1,93 | 2,08 | 2,23 | 2,38 | 2,49 | 2,81 | 3,17 | 3,50 | 3,92 | 4,30 |
| | 0,08 | 0,68 | 0,79 | 1,05 | 1,31 | 1,54 | 1,74 | 1,91 | 2,05 | 2,20 | 2,31 | 2,55 | 2,80 | 3,11 | 3,45 | 3,73 |
| | 0,1 | 0,67 | 0,76 | 1,00 | 1,20 | 1,42 | 1,61 | 1,78 | 1,92 | 2,04 | 2,20 | 2,40 | 2,60 | 2,86 | 3,18 | 3,41 |
| | 0,2 | 0,64 | 0,70 | 0,79 | 0,93 | 1,07 | 1,23 | 1,41 | 1,50 | 1,60 | 1,72 | 1,92 | 2,11 | 2,28 | 2,45 | 2,64 |
| | 0,3 | 0,62 | 0,68 | 0,74 | 0,85 | 0,95 | 1,06 | 1,18 | 1,28 | 1,39 | 1,48 | 1,67 | 1,82 | 1,96 | 2,12 | 2,20 |
| | 0,4 | 0,60 | 0,66 | 0,71 | 0,78 | 0,87 | 0,99 | 1,07 | 1,16 | 1,26 | 1,34 | 1,50 | 1,65 | 1,79 | 1,94 | 2,08 |
| | 0,5 | 0,59 | 0,65 | 0,70 | 0,77 | 0,82 | 0,93 | 0,99 | 1,08 | 1,17 | 1,23 | 1,39 | 1,53 | 1,66 | 1,79 | 1,92 |
| | 1,0 | 0,55 | 0,60 | 0,65 | 0,70 | 0,75 | 0,80 | 0,85 | 0,90 | 0,95 | 1,00 | 1,10 | 1,20 | 1,30 | 1,40 | 1,50 |
|  | | Coeficientul $\mu_{11}$ | | | | | | | | | | | | | | |
| | 0,04 | 0,66 | 0,68 | 0,75 | 0,94 | 1,08 | 1,24 | 1,37 | 1,47 | 1,55 | 1,64 | 1,72 | 1,78 | 1,81 | 1,85 | 1,89 |
| | 0,06 | 0,65 | 0,67 | 0,68 | 0,76 | 0,94 | 1,10 | 1,25 | 1,35 | 1,44 | 1,50 | 1,61 | 1,69 | 1,74 | 1,79 | 1,82 |
| | 0,08 | 0,64 | 0,66 | 0,67 | 0,68 | 0,84 | 1,00 | 1,12 | 1,25 | 1,34 | 1,41 | 1,53 | 1,62 | 1,68 | 1,75 | 1,79 |
| | 0,1 | 0,64 | 0,65 | 0,65 | 0,65 | 0,78 | 0,92 | 1,05 | 1,15 | 1,25 | 1,33 | 1,45 | 1,55 | 1,62 | 1,68 | 1,71 |
| | 0,2 | 0,62 | 0,64 | 0,65 | 0,65 | 0,66 | 0,73 | 0,83 | 0,92 | 1,01 | 1,09 | 1,23 | 1,33 | 1,41 | 1,48 | 1,54 |
| | 0,3 | 0,60 | 0,63 | 0,64 | 0,65 | 0,66 | 0,67 | 0,73 | 0,81 | 0,89 | 0,94 | 1,09 | 1,20 | 1,28 | 1,35 | 1,41 |
| | 0,4 | 0,58 | 0,63 | 0,63 | 0,64 | 0,64 | 0,66 | 0,68 | 0,75 | 0,82 | 0,88 | 1,01 | 1,10 | 1,19 | 1,26 | 1,32 |
| | 0,5 | 0,57 | 0,61 | 0,63 | 0,64 | 0,64 | 0,65 | 0,68 | 0,72 | 0,77 | 0,83 | 0,94 | 1,04 | 1,12 | 1,19 | 1,25 |
| | 1,0 | 0,55 | 0,58 | 0,60 | 0,61 | 0,62 | 0,63 | 0,65 | 0,67 | 0,70 | 0,73 | 0,80 | 0,88 | 0,93 | 1,01 | 1,05 |

*Tabelul 10.25, c*

**Coeficienții $\mu_1$ și $\mu_2$ pentru stîlpi cu o singură treaptă, în cazul cînd sînt îndeplinite $l_2/l_1 \leqslant 0{,}6$ și $P_1/P_2 \geqslant 3{,}0$**

| Condițiile de fixare ale capetelor | | Coeficienții $\mu$ pentru | | |
|---|---|---|---|---|
| Capătul inferior | Capătul superior | partea inferioară a stîlpului ($\mu_1$) cînd: | | partea superioară ($\mu_2$) |
| | | $0{,}3 \geqslant \frac{I_2}{I_1} \geqslant 0{,}1$ | $0{,}1 > \frac{I_2}{I_1} \geqslant 0{,}05$ | |
| încastrat | cu rotiri și deplasări libere | 2,5 | 3,0 | 3,0 |
| | rotiri împiedicate și deplasări libere | 2,0 | 2,0 | 3,0 |
| | rotiri libere și deplasări împiedicate | 1,6 | 2,0 | 2,5 |
| | rotiri și deplasări împiedicate | 1,2 | 1,5 | 2,0 |

în care : $\mu_{11}$ și $\mu_{12}$ se iau din tabelul 10.25, *c*, cînd capătul superior are rotiri libere și deplasări împiedicate (fig. 10.45, *c*) și din tabelul 10.25, *d*, cînd are rotiri și deplasări împiedicate (fig. 10.45, *d*).

Coeficientul $\mu_2$ (pentru partea superioară) se calculează :

$$\mu_2 = \frac{\mu_1}{c_1} \leqslant 3. \qquad (10.68)$$

La stîlpii halelor cu o singură treaptă (fig. 10.44, *c*) în cazul cînd sînt îndeplinite condițiile $l_2/l_1 \leqslant 0{,}6$ și $P_1/P_2 \geqslant 3$, coeficienții $\mu$ se admit să se ia din tabelul 10.25, *e*.

Privitor la deplasări trebuie ținut seama și de modul în care este legat stîlpul în ansamblu de ceilalți stîlpi și de posibilitatea ca toți stîlpii să fie încărcați concomitent cu sarcina maximă (fig. 10.46). Astfel, în cazul halelor industriale cu două deschideri și mai mult, care au legături spațiale corespunzătoare pentru a lega stîlpii între ei și unde podurile rulante fac ca încărcarea maximă să nu apară concomitent pe mai mulți stîlpi, se poate considera în calcul că stîlpul care se verifică are capul nedeplasabil. Pentru cazuri intermediare (hale cu una sau două deschideri) se pot efectua calcule bazate pe conlucrarea spațială obținîndu-se lungimi de flambaj mai reduse decît cele ale stîlpului izolat (vezi § 18.4).

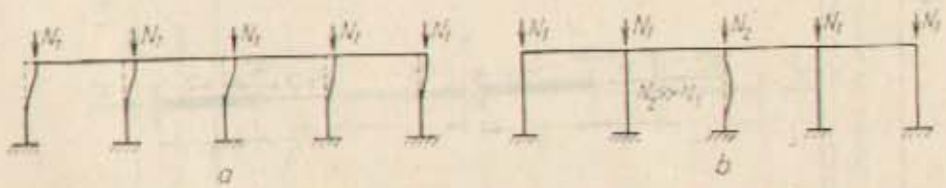


Fig. 10.46. Flambajul stîlpilor cadrelor cu un singur nivel :
*a* — stîlpi uniform încărcați cu sarcina maximă ; *b* — acțiunea stabilizatoare a stîlpilor mai puțin încărcați.



În planul normal pe planul cadrului principal, lungimea de flambaj este egală cu distanța între legăturile care împiedică deplasarea stîlpului în această direcție. Avînd valorile date mai sus pentru lungimile de flambaj, se determină coeficienții de subțirime corespunzători $\lambda$ și verificarea se face cu relațiile (8.270...8.274). Lungimile de flambaj ale elementelor comprimate și încovoiate făcînd parte din alte structuri sînt prezentate în capitolele respective.

### 10.4.3. CALCULUL BARELOR DIN ELEMENTE SEPARATE, SOLIDARIZATE CU ZĂBRELE

În cazul barelor din elemente separate solicitate la compresiune și încovoiere sînt necesare : verificarea pierderii stabilității barei întregi și verificarea unei singure ramuri.

10.4.3.1. **Verificarea pierderii stabilității barei întregi.** În acest caz se folosesc relațiile date în capitolul 8, dar stabilite în funcție de coeficientul de subțirime transformat $\lambda_{tr}$.

Barele solidarizate cu zăbrele, supuse la compresiune și încovoiere față de axa $y-y$ ($M_y$ fig. 10.47, *a*), se verifică cu relația :

$$\frac{N}{\varphi A} + \frac{c_y \cdot M_y \cdot e}{\left(1 - \frac{\sigma}{\sigma_{E_y}}\right) I_y} \leqslant R \qquad (10.69)$$

în care :

$c_y$ este un coeficient care ține seama de distribuția momentului și se ia din tabelul 8.18 ;

$e$ — dinstanța de la axa $y-y$ pînă la fibra cea mai comprimată (fig. 10.47, *a*) ;

$A$ — aria secțiunii întregi a barei ;

$\varphi$ — coeficientul de flambaj minim care corespunde planului de flambaj al barei ($\varphi_y \leftarrow \lambda_{y,tr}$ — vezi § 8.3.2.5 și 10.2.5, $\varphi_x \leftarrow \lambda_x$) ;

$I_y$ — momentul de inerție al barei în raport cu axa $y-y$ ;

$\sigma = N/A$, iar $\sigma_{E_y} = \pi^2 \cdot E/\lambda^2_{y\,tr}$.

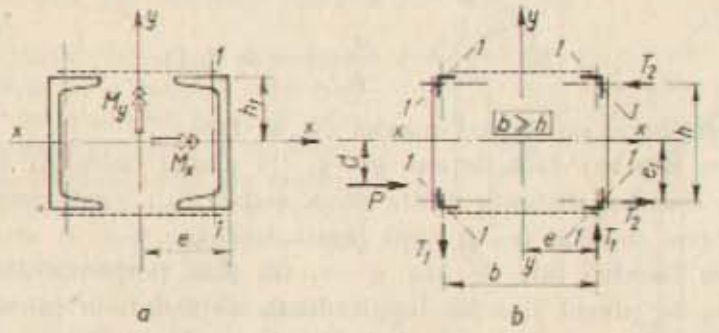



Fig. 10.47. Stîlpi cu două *(a)* și patru *(b)* ramuri, solidarizați cu zăbrele.

Cînd încovoierea se produce față de axa $x-x$ (fig. 10.47, *a* — $M_x$) verificarea se face cu relația :

$$\frac{N}{\varphi A} + \frac{c_x \cdot M_x \cdot h_1}{\left(1 - \frac{\sigma}{\sigma_{E_x}}\right) I_x} \leqslant R. \qquad (10.70)$$

în care : $c_x$, $\varphi$, $A$, $\sigma$, $\sigma_{E_x}$ și $I_x$ au aceeași semnificație ca în relația (10.69), dar considerate față de axa $x-x$, iar $h_1$ — distanța de la axa $x-x$ la fibra cea mai comprimată.

Verificarea elementelor solidarizate cu zăbrele solicitate la compresiune și încovoiere pe două direcții ($M_x$ și $M_y$) se efectuează cu relația :

$$\frac{N}{\varphi A} + \frac{c_x \cdot M_x \cdot h_1}{\left(1 - \frac{\sigma}{\sigma_{E_x}}\right) I_x} + \frac{c_y \cdot M_y \cdot r}{\left(1 - \frac{\sigma}{\sigma_{E_y}}\right) I_y} \leqslant 1{,}1\ R. \qquad (10.71)$$

în care semnificațiile termenilor sînt analoage cu cele din relațiile (10.69) și (10.70).

Pentru ca verificările efectuate cu relațiile (10.69)...(10.71) să fie valabile trebuie ca coeficientul minim de flambaj al ramurii $\varphi_r$ să satisfacă relația :

$$\varphi_r \geqslant \varphi_b, \qquad (10.72)$$

în care $\varphi_b$ reprezintă coeficientul minim de flambaj al barei, iar $\varphi_r$ corespunde ramurii care se verifică (curbele — *A*, *B* sau *C*) și este determinat în raport cu axa proprie *1—1* (de rigiditate minimă), față de care poate flamba ramura pe distanța dintre două noduri ; se admite $\lambda \leqslant 70$ (fig. 10.47).

Cînd intervin excentricități la aplicarea forțelor transversale se ține seama și de efectul pe care-l produce aplicarea excentrică, înlocuind momentul $P \cdot d$ prin cuplurile $T_1 \cdot b$ și $T_2 \cdot h$ în care dacă $b/h \leqslant 1{,}5$ (fig. 10.47, *b*) :

$$T_1 = P \cdot \frac{d}{2b} \text{ și } T_2 = P \cdot \frac{d}{2h}. \qquad (10.73)$$

10.4.3.2. **Verificarea unei singure ramuri, considerată că face parte dintr-o grindă cu zăbrele.** Valorile eforturilor axiale în cele două ramuri ale stîlpului se determină aplicînd metoda secțiunilor (fig. 10.48) :

$$N_1 = \frac{Nh_i}{h} - \frac{M_x^i}{h} ;\ (i = a, c, e) ;$$
$$N_2 = \frac{Nh_i}{h} + \frac{M_x^i}{h} \ (i = b, d, f). \qquad (10.74)$$

Verificarea barei cu efortul maxim $N_2$ se face :

— pentru flambaj, față de axa $y_1-y_1$ (în planul cadrului), luîndu-se ca lungime de flambaj distanța dintre două noduri $l_{y1}$ ; verificarea se face în panoul cel mai solicitat ($e-g$) după figura 10.48) ;

— pentru flambaj față de axa $x_1-x_1$ (în plan perpendicular pe planul cadrului sau în planul șirurilor longitudinale de stîlpi) la calculul lungimii de flambaj se va ține seama de distanța dintre legăturile ramurii (în mod obișnuit egală cu $l_{x1}$ — fig. 10.48) și de variația solicitării de compresiune $N_2$



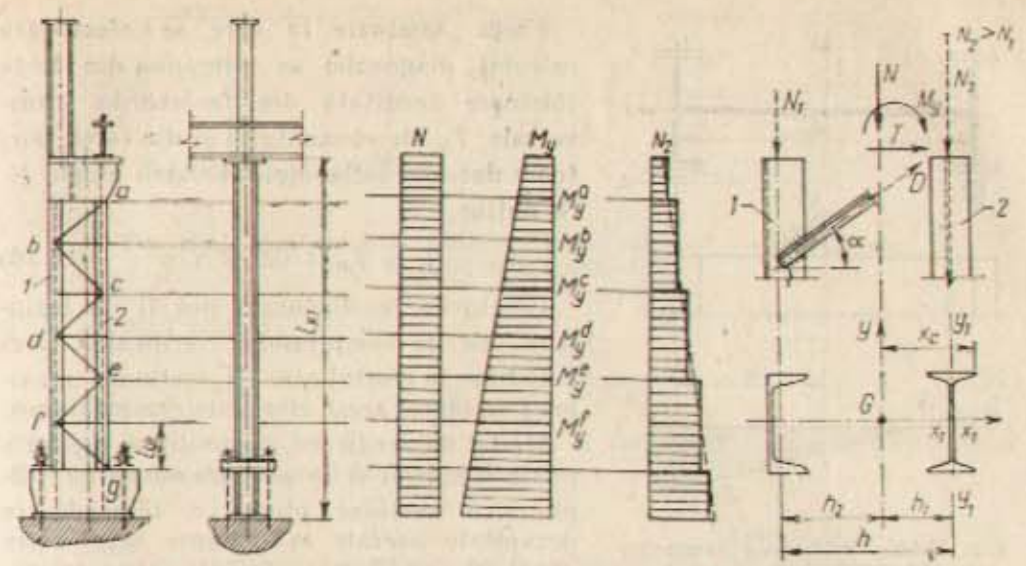



Fig. 10.48 Determinarea eforturilor și a lungimilor de flambaj pentru stîlpi cu secțiune variabilă alcătuiți din elemente separate.

pe ramură (vezi tab. 10.2) care corectează lungimea de flambaj. Verificarea ramurii se face la compresiune axială cu relația :

$$\frac{N_2}{\varphi_{2,min} \cdot A_2} \leqslant R, \qquad (10.75)$$

în care $\varphi_{2,min}$ este coeficientul de flambaj minim al ramurii în funcție de forma secțiunii transversale (curbele *A*, *B* sau *C*) corespunzător valorii maxime $\lambda = l_f'/i_r$ ; $l_f'$ se determină ținînd seama de modul de pierdere a stabilității generale ($l_{y1}$ sau $l_{x1}$ corectat în conformitate cu prevederile tabelului 10.2), iar $i_r$ este raza de girație a ramurii 2 în raport cu axa ei proprie față de care se face verificarea ($y_1-y_1$, respectiv $x_1-x_1$).

Dacă asupra stîlpului din elemente depărtate acționează și un moment în plan normal pe planul zăbrelelor $M_x$, momentul se consideră repartizat la cele două ramuri proporțional cu rigiditatea lor în planul de încovoiere al acestui moment. Dacă momentul $M_x$ acționează în planul unei singure ramuri, atunci se consideră că este preluat integral de această ramură (fig. 10.49).

În consecință, în cazul încovoierii pe două direcții, o ramură este solicitată la compresiunea $N_2$ (din efortul $N$ și momentul $M_y$) și la momentul $M_{x2}$ reprezentînd o parte din momentul $M_x$. Verificarea ramurii se face ca pentru barele cu secțiune plină comprimate și încovoiate (v. cap. 8).

Forța tăietoare de pe stîlp produce în zăbrele un efort axial care rezultă din relația : $D = \pm T/2 \cos \alpha$.

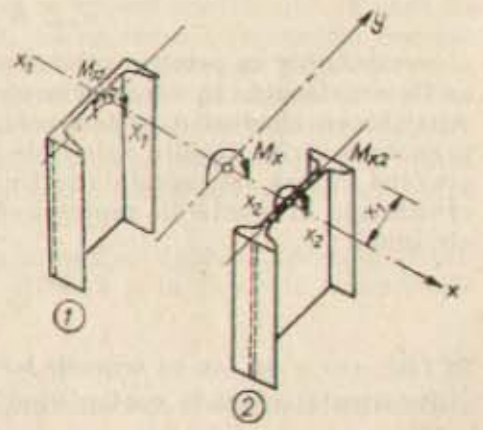



Fig. 10.49. Distribuția momentului $M_x$

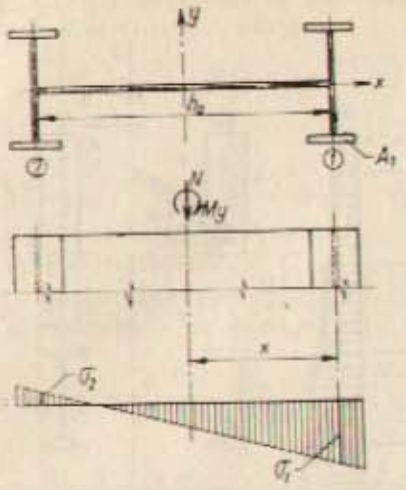


Fig. 10.50. Verificarea ramurilor la stîlpii cu secțiune plină.

Forța tăietoare la care se efectuează calculul diagonalei se compune din forța tăietoare rezultată din încărcările transversale $T_H$ ale elementului și din forța tăietoare datorită influenței solicitării axiale $N$. Se obține :

$$T = T_H + 0{,}012\, N/\varphi \qquad (10.76)$$

Eforturile în diagonală pot fi de întindere sau de compresiune, verificarea efectuîndu-se la efortul care dă secțiunea maximă ; de obicei acest efort este compresiunea.

Modul de verificare a ramurilor separate poate fi aplicat și la predimensionarea stîlpilor cu secțiune plină cu tălpi foarte dezvoltate așezate la distanțe mari între ele (1,50...2,50 m) și la care inima relativ subțire sau alte elemente de legătură nu ar putea realiza o conlucrare suficient de sigură a ramurilor. În acest caz se determină efortul în ramura cea mai solicitată (fig. 10.50) cu relațiile :

$$\sigma_1 = \frac{N}{A} + \frac{M_x}{I_x}\, x\,; \quad N_1 = A_1\sigma_1. \qquad (10.77)$$

în care $A_1$ reprezintă aria secțiunii ramurii *1*.

În cazul cînd acționează și un moment $M_x$ repartizarea la cele două ramuri se efectuează ca la stîlpii din elemente depărtate (fig. 10.49). Verificările ramurii se fac în același mod ca la elementele solidarizate cu zăbrele (flambaj pe direcția $y$) ținînd seama de legăturile transversale și de variația efortului $N$ pe lungimea ramurii.

### 10.4.4. VERIFICAREA LA VOALARE A ELEMENTELOR COMPRIMATE ȘI ÎNCOVOIATE

În cazurile cînd suplețea inimii este mare, este necesară o verificare la voalare cu relația :

$$\sigma_{max} \leqslant m\sigma_{cr}. \qquad (10.78)$$

Se urmărește ca printr-o valoare corespunzătoare a supleței această condiție să fie satisfăcută. În cazul elementelor supuse la compresiune și încovoiere, repartizarea eforturilor unitare este mai favorabilă decît la elementele comprimate centric. Rezultă valori ale rezistențelor critice cu atît mai mari, cu cît zona întinsă din suprafața secțiunii elementului este mai mare. Rezistența critică este în funcție de raportul eforturilor unitare la cele două extremități ale inimii :

$$\psi = \frac{\sigma - \sigma'}{\sigma}, \qquad (10.79)$$

în care $\sigma$ și $\sigma'$ se iau cu semnele lor conform figurii 10.51, *a*.

Rezistența critică la voalare cînd $\psi \geqslant 1$ este dată de relația :

$$\sigma_{cr} = k_2(t_i/h_0)^2 \cdot 10^5 \ [\mathrm{N/mm^2}] \qquad (10.80)$$



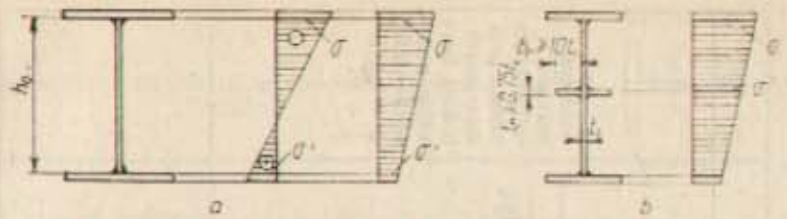


Fig. 10.51. Verificarea la voalare a inimii stîlpilor, cu și fără nervuri de rigidizare longitudinale.

În această relație :

$$k_2 = \frac{2k_3}{[2 - \psi + \sqrt{\psi^2 + 4\beta^2}\,]} \qquad (10.81)$$

unde : $\beta = 0{,}7\tau k_3/\sigma$, iar $k_3$ — un coeficient care pentru inimile elementelor dublu $T$ se ia din tabelul 10.26.

*Tabelul 10.26*

| $\psi$ | 1 | 1,2 | 1,4 | 1,6 | 1,8 | 2,0 |
|---|---|---|---|---|---|---|
| $k_3$ | 22,2 | 26,7 | 32,6 | 42,0 | 52,5 | 63,0 |

Relația (10.80) se poate pune și sub altă formă limitînd raportul $h_0/t_i$ :

$$\frac{h_0}{t_i} \leqslant 10^2\sqrt{\frac{10k_2}{\sigma}}\,; \ \sigma \text{ în } \mathrm{N/mm^2} \qquad (10.82)$$

Formula (10.82) este aplicată cînd predomină momentul încovoietor ($\sigma' \geqslant 0$, respectiv $\psi \geqslant 1{,}0$). Dacă raportul $\psi \leqslant 0{,}5$, ($\sigma' < 0{,}5\sigma$) stîlpul se consideră comprimat centric și se aplică formulele din tabelul 10.5. În intervalul $0{,}5 < \psi < 1{,}0$ valoarea raportului $h_0/t_i$ se obține prin interpolare liniară între valorile corespunzătoare rapoartelor 0,5 și 1,0.

Dacă stabilitatea inimii nu este asigurată se introduc rigidizări longitudinale, de regulă la mijlocul înălțimii inimii. Nervurile trebuie să fie suficient de rigide ($I_r \geqslant 6t_i^3 \cdot h_0$), în care scop se recomandă să aibă lățimea de cel puțin $10t_i$ și grosimea cel puțin $0{,}75t_i$. Se recomandă ca această nervură longitudinală să fie continuă și să se introducă în secțiunea de calcul. Nervura longitudinală împarte inima în două panouri a căror stabilitate se verifică separat în funcție de eforturile unitare de la extremitatea panoului (fig. 10.51, *b*).

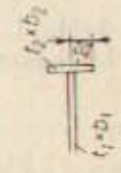
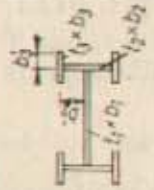
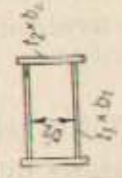
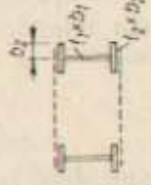
Indeformabilitatea secțiunii transversale la elementele cu secțiune plină se asigură prin nervuri de rigidizare transversale uneori dezvoltate sub forma unor diafragme așa cum s-a arătat la pct. 10.4.1.

Stabilitatea tălpilor elementelor cu secțiune T și dublu T, precum și inimile secțiunilor T, se verifică cu relația aplicată și la elemente comprimate centric :

$$b' \leqslant k_1 t, \qquad (10.83)$$

valorile $k_1$ sînt date în tabelul 10.6 și se utilizează conform indicațiilor date de tabelul 10.5.

*Tabelul 10.27*

| Nr. crt. | Secțiunea | Supleţea maximă a tălpilor | Supleţea maximă a inimilor pentru: $\psi \leq 0{,}5$ | $\psi \geq 1$ | $0{,}5 < \psi < 1$ |
|---|---|---|---|---|---|
| 1 |  | $\frac{b_2'}{t_2} \leq k_1$; $\delta_1 = \frac{b_1 t_1^2}{b_2 t_1^2}$<br>$k_1$ — tab. 10.6 | $\frac{b_1}{t_1} \leq 40\sqrt{\frac{210}{R}} + 0{,}4\lambda \leq 75^*$ | $\frac{b}{t_1} \leq 100\sqrt{\frac{20 \cdot k_1}{\sigma(2 - \psi + \sqrt{\psi^2 + 4\beta^2})}}$<br>$\beta = 0{,}07\, k_2 \cdot \frac{\tau}{\sigma}$<br>$k_2$ — tab. 10.26,<br>$\sigma$ în N/mm² | Supleţea maximă a inimii se stabileşte prin interpolare liniară între valorile obţinute pentru $\psi = 0{,}5$ şi $\psi = 1$ |
| 2 |  | $\frac{b_2'}{t_2} \leq k_1$<br>$\frac{b_2'}{t_2} \leq 40 \cdot \sqrt{\frac{210}{R}} + 0{,}4\lambda \leq 75^*$<br>$k_1$ — tab. 10.6 | | | |
| 3 |  | $\frac{b_2'}{t_2} \leq 20 \cdot \sqrt{4 + 3(1 - \delta_1)}\sqrt{\frac{210}{R}} + 0{,}2\lambda \leq 75^*$ | $\frac{b_1}{t_1} \leq 20 \cdot \sqrt{4 + 3(1 - \delta_2)} \cdot \sqrt{\frac{210}{R}} + 0{,}2\lambda \leq 75^*$ | $\delta_2 = \frac{b_2 t_1^2}{b_1 t_2^2}$ | |
| 4 |  | $\frac{b_2'}{t_2} \leq k_1$<br>$\frac{b_1}{t_1} \leq 40\sqrt{\frac{210}{R}} + 0{,}4\lambda$<br>$k_1$ — tab. 10.6 | | $\delta_1$; $\delta_2 = 1$ pentru pereţi articulaţi<br>$\delta_1$; $\delta_2 = 0$ pentru pereţi încastraţi | |

* — Cînd $\sigma < \varphi R$ supletele limită se multiplică cu $\sqrt{\frac{R\varphi}{\sigma}}$ fără ca valorile lor să depăşească 90

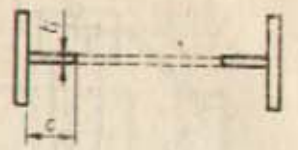


Fig. 10.52. Secţiune de calcul la elemente cu inimi foarte suple.

Pentru cîteva secţiuni uzuale de stîlpi (sau bare) supuse la compresiune cu încovoiere, cele prezentate mai sus se pot sintetiza ca în tabelul 10.27.

În cazul cînd valorile rapoartelor $h_0/t_i$, la elementele comprimate axial sau excentric sînt depăşite, la calculul elementelor se consideră din inimă numai fîşii cu lăţimea $c$, alăturate tălpilor (fig. 10.52):

$$c = 15\, t_i \sqrt{\frac{210}{R}}, \tag{10.84}$$

în care $R$ este rezistenţa de calcul a oţelului inimii, în N/mm².

CAPITOLUL 11

# ELEMENTE DIN PROFILE CU PEREŢI SUBŢIRI FORMATE LA RECE

## 11.1. ELEMENTE CONSTRUCTIVE

### 11.1.1. GENERALITAŢI

Profilele cu pereţi subţiri formate la rece se realizează curent din tablă cu grosimi de la 0,75...1 mm pînă la 5...6 mm; în unele cazuri se pot confecţiona şi profile cu grosimi mai mari mergînd pînă la 8...12 mm. Se folosesc în prezent următoarele procedee de fabricare:

— prin presare la o presă denumită abkant, îndoirea tablei plane fiind asigurată printr-un cuţit şi o matriţă; operaţia se efectuează printr-un număr de presări egal cu numărul de colţuri ale profilului (fig. 11.1);

— prin laminare, în care caz, tabla plană este trecută succesiv prin o serie de caje de laminare, îndoirea efectuîndu-se progresiv pînă la formarea definitivă (fig. 11.2).

În ambele cazuri profilele rezultă cu colţurile rotunjite.

Pentru executarea profilelor se foloseşte tablă subţire sub următoarele forme: pentru elemente cu grosimi pînă la 2 mm, bandă de oţel laminată la rece, iar pentru elemente de grosime 2 mm şi mai mult, bandă de oţel laminată la cald.

Banda de oţel se livrează în general sub formă de rulouri. Înainte de formare, tabla este derulată şi îndreptată. În cazul laminării tabla este derulată şi îndreptată continuu într-o operaţie premergătoare formării. În cazul presării la abkant banda este tăiată în prealabil la lungimea piesei, lungime care nu poate depăşi dimensiunile maxime care se pot introduce în presă.

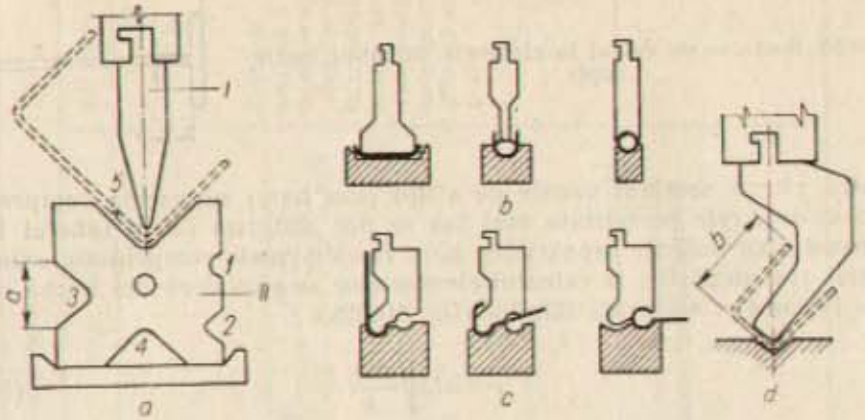



Fig. 11.1. Formarea profilelor (a ... d) cu pereți subțiri pe prese abkant : *I* — cuțit ; *II* — matriță ; *1, 2, 3, 4, 5* — diferite dimensiuni ale matriței.

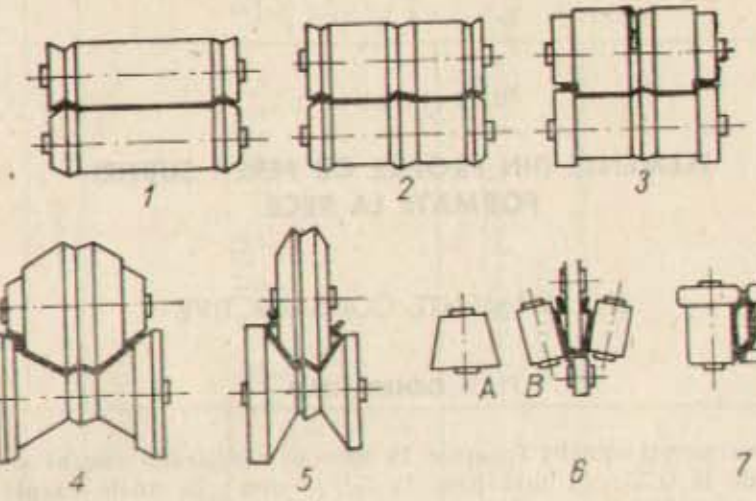



Fig. 11.2. Fazele laminării la rece (1 ... 7) a profilelor cu pereți subțiri (profil pentru tîmplărie metalică).

Tabla folosită poate fi simplă sau acoperită cu straturi protectoare de zinc, aluminiu etc. În ultima perioadă este folosită tabla din oțel rezistent la coroziune atmosferică de tip RC (STAS 500/3-80).

Elementele de construcții din profile cu pereți subțiri formate la rece apar avantajoase în raport cu cele laminate la cald în următoarele situații :

— cînd încărcările, deschiderile și respectiv eforturile din elemente sînt relativ mici ;

— cînd indiferent de grosime, secțiunile elementelor au forme care sînt greu de executat din profile laminate la cald sau din elemente sudate ;

— cînd se urmărește ca elementele portante să ofere suprafețe de rezemare sau închidere, putînd servi ca planșee, învelitori, pereți etc.

Elementele din profile cu pereți subțiri pot fi clasificate în două categorii : elemente de rezistență și elemente de închidere.

Multe din secțiunile elementelor formate la rece sînt asemănătoare cu cele ale profilelor laminate la cald (fig. 11.3, *a, c, d, j*). Totuși particularităților de fabricație, de întrebuințare și de alcătuire rațională din punctul de vedere al rezistenței au condus și la alcătuirea altor tipuri de profile. Astfel, sînt elementele executate cu reborduri care rigidizează profilul și îi măresc capacitatea portantă în special la eforturi de compresiune (fig. 11.3, *b, k, o, t*). Există și unele profile cu forme speciale care nu se laminează la cald, cum sînt de exemplu profilele ⌐⌐ denumite pălărie sau omega (fig. 11.3, *u*) și altele (fig. 11.3, *e, l, m, p, r, s, v, x*).



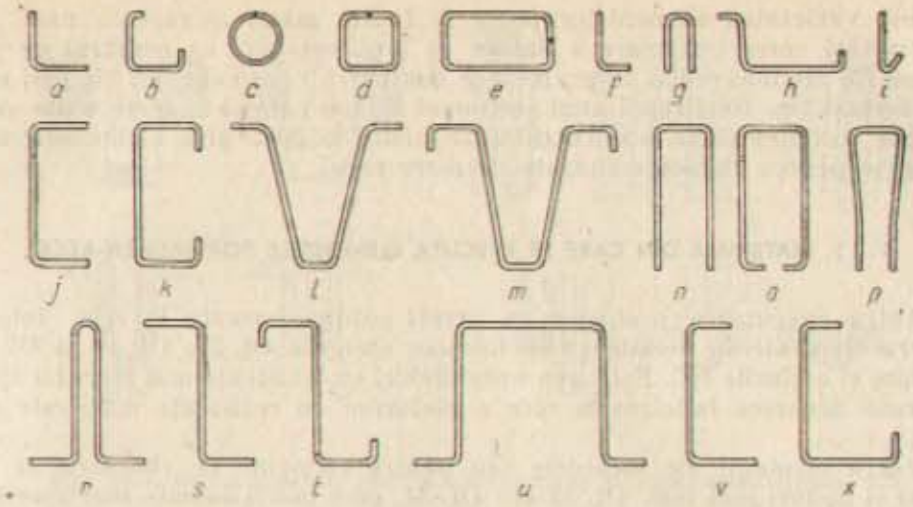



Fig. 11.3. Secțiuni de profile cu pereți subțiri.

Profilele sînt folosite la alcătuirea barelor în diferite elemente de structuri metalice, lucrînd la diferite solicitări.

Panourile de închidere pot prelua încărcări care acționează în planul lor și perpendicular pe planul lor (greutatea proprie, greutatea unui planșeu, încărcări utile, încărcări climatice etc.) ; legate între ele și prinse în mod corespunzător de structura de rezistență ele pot forma o șaibă suficient de rigidă, capabilă să preia solicitări în planul ei și să asigure conlucrarea spațială a elementelor structurale. Pe panourile de planșeu se poate turna beton (indicat un beton ușor), care să alcătuiască o dală de rezistență și circulație (fig. 11.4).

Elementele de construcție formate la rece și cele laminate la cald se completează unele pe altele. Astfel, dacă la unele construcții profilele formate la rece alcătuiesc întreaga structură de rezistență, la altele alcătuiesc numai părți din construcție, cum ar fi șarpanta acoperișului, structura de rezistență a închiderii laterale, luminatoare, ferestre etc. Au fost realizate de asemenea elemente de construcție folosind parțial profile laminate la cald și parțial profile formate la rece.

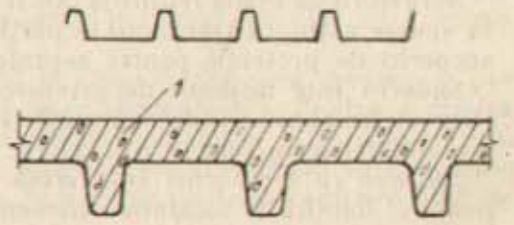



Fig. 11.4. Panouri din tablă cutată : *1* — umplutură din beton ușor.

Varietatea elementelor poate fi foarte mare, asigurarea unei pro-vități corespunzătoare a liniilor de laminare cere ca numărul de pro- să fie cît mai redus, asigurîndu-se laminarea unor cantități cît mai mari în același tip. Realizarea unui sortiment minim care să acopere toate nece-ităţile din domeniul construcţiilor se poate asigura prin elaborarea unor proiecte pentru elemente tipizate de mare serie.

### 11.1.2. MATERIALE DIN CARE SE EXECUTĂ ELEMENTELE FORMATE LA RECE

Pentru executarea profilelor cu pereți subțiri formate la rece folosite pentru elemente de rezistență se folosesc oțelurile OL 37, OL 44 și OL 52, precum și oțelurile RC. Folosirea unor oțeluri cu rezistențe mai mari nu apare indicată deoarece îndoirea la rece a oțelurilor cu rezistențe mari este mai grea.

Pentru elemente de închidere sau pentru elemente de tîmplărie se pot folosi și oțeluri mai moi, OL 32 sau OL 34, care pot fi îndoite mai ușor (fig. 11.3, *f*, *g*, *h*, *i*). Razele de îndoire interioare în funcție de calitatea oțelului și grosimea benzii se pot lua din tabelul 11.1.

*Tabelul 11.1*

| Grosimea benzii | OL 34 și OL 37 | OL 44 | OL 52 |
|---|---|---|---|
| $t < 4$ mm | 1 $t$ | 1,5 $t$ | 2,0 $t$ |
| $4 \leq t < 8$ | 1,5 $t$ | 2,0 $t$ | 2,5 $t$ |

### 11.1.3. MIJLOACE DE ÎMBINARE

Pentru îmbinarea și prinderea elementelor din tablă subțire, formate la rece, sînt folosite diferite mijloace de îmbinare, din care unele constituie procedee speciale.

*Nituirea la rece* cu nituri de diametru mic (4...8 mm) este de multe ori folosită la înnădirea și solidarizarea elementelor de închidere. În afară de nituirea obișnuită care se execută prin presare din două părți sau în unele cazuri numai dintr-o parte, se mai folosește și nituirea prin împușcare, pentru prinderea tablei cutate de panele acoperișului și alte tipuri speciale de nituri (fig. 11.5).

*Șuruburile* sînt folosite la îmbinări de montaj pe șantier; se utilizează atît șuruburi obișnuite, cît și șuruburi speciale, șuruburi autofiletante etc. (fig. 11.6).

*Șuruburile de înaltă rezistență* pot fi de asemenea folosite, dar trebuie avută în vedere acțiunea coroziunii la părțile care rămîn nevopsite; se recomandă acoperiri de protecție pentru suprafețele sablate (v. cap. 6).

Sudarea este mijlocul de prindere cel mai răspîndit pentru asamblarea elementelor structurii de rezistență. Poate fi aplicată sudarea cu arc electric sau sudarea prin puncte (fig. 11.7).

*Sudarea cu arc electric* sub formă de cordoane în relief sau în adîncime poate fi folosită la alcătuirea elementelor structurilor de rezistență ai căror



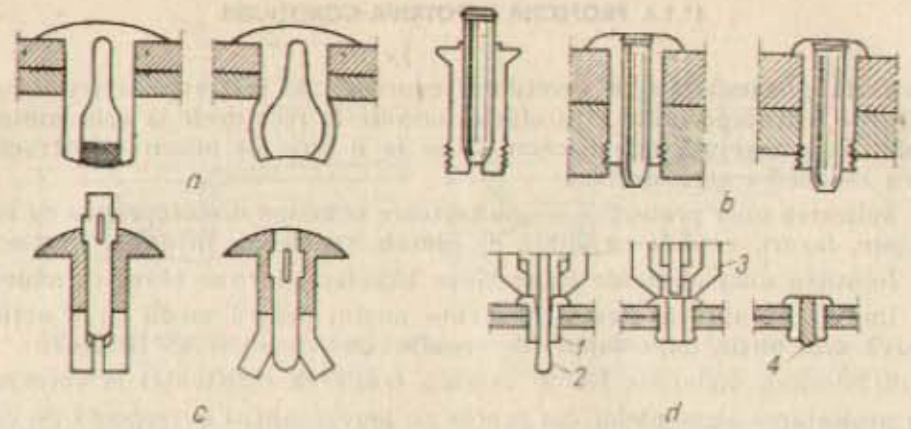



Fig. 11.5. Nituri speciale pentru solidarizarea și înnădirea tablelor subțiri:
*a* — nit cu cap exploziv; *b* — nit cu fiiet; *c* — nit cu tija despicată; *d* — nit cu tijă; *1* — nit; *2* — tijă cu cap conic; *3* — dispozitiv de extragere a tijei; *4* — piesă de umplere a găurii.

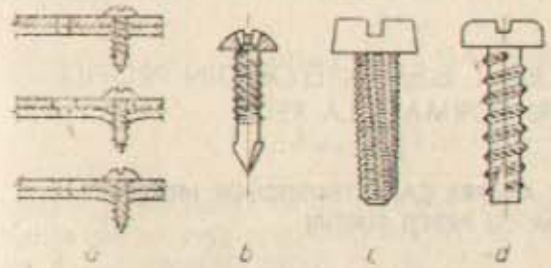



Fig. 11.6. Șuruburi speciale pentru profile cu pereți subțiri:
*a*, *c* — autofiletante; *b*, *d* — autogăuritoare și autofiletante.

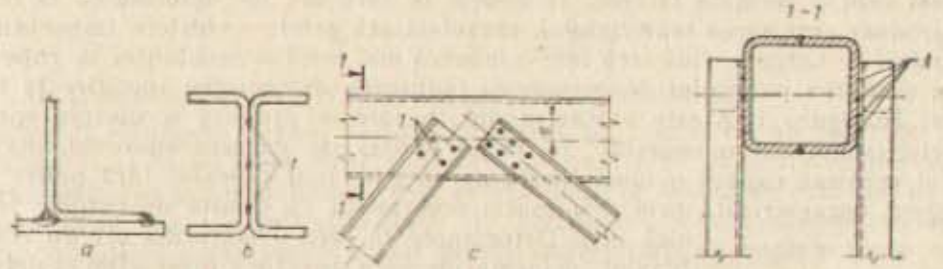



Fig. 11.7. Sudarea profilelor cu pereți subțiri:
*a* — sudură în relief; *b* — sudură în puncte pentru solidarizarea unor profile; *c* — suduri în puncte pentru realizarea unor prinderi la noduri; *1* — puncte de sudură.

pereți nu coboară sub 3 mm în cazul elementelor mai puternic solicitate (ferme) și 2...2,5 mm la elemente cu eforturi mai mici cum sînt de exemplu panele sau contravîntuirile.

*Sudarea prin puncte* poate fi folosită la elemente nu prea groase; se pot realiza prinderi la noduri, solidarizări între elemente etc. Pentru a realiza puncte de sudură corespunzătoare din punctul de vedere al rezistenței este necesar ca suprafețele în contact ale pieselor care se sudează să fie curate și să nu aibă oxizi din laminare, ceea ce impune un tratament prealabil de decapare sau polizare.

### 11.1.4. PROTECȚIA ÎMPOTRIVA COROZIUNII

Datorită grosimii mici a pereților, reducerea de secțiune datorită coroziunii este mai importantă la profilele formate la rece decît la cele laminate la cald. În consecință este necesar să se ia o serie de măsuri constructive pentru reducerea acestui efect :

— aplicarea unor protecții corespunzătoare constînd din acoperirea cu zinc, aluminiu, lacuri, vopsele cu miniu de plumb, cu ulei de in dublu fiert etc. ;

— folosirea unor elemente cu secțiune tubulară, închise etanș cu sudură ;

— limitarea aplicării acestor elemente numai pentru medii cu o acțiune agresivă mai puțin importantă (de regulă clasa 3 STAS 10128-75).

Prin folosirea oțelurilor RC se asigură creșterea rezistenței la coroziune.

La proiectarea elementelor din profile cu pereți subțiri se respectă pe lîngă prevederile generale de protecție prevăzute în STAS 10108/0-78 și prevederile din STAS 10128-75, STAS 10166/1-77, STAS 10702/1-76 și STAS 10702/2-77.

Grosimea minimă a profilelor se stabilește pe considerente de rezistență, agresivitatea mediului, natura protecției aplicate și cerințele de funcționalitate și durabilitate.

## 11.2. COMPORTAREA ȘI CALCULUL ELEMENTELOR DIN PROFILE CU PEREȚI SUBȚIRI FORMATE LA RECE

### 11.2.1. EFECTUL FORMĂRII LA RECE ASUPRA CARACTERISTICILOR MECANICE ALE PROFILELOR CU PEREȚI SUBȚIRI

Formarea la rece influențează caracteristicile mecanice ale profilelor cu pereți subțiri formate la rece. În zonele în care are loc deformarea la rece se produce ecruisarea materialului, caracterizată printr-o creștere importantă a limitei de curgere, ridicarea într-o măsură mai mică a rezistenței la rupere, prin anularea palierului de curgere și reducerea deformației specifice la rupere. În figura 11.8 este arătat modul în care se produce ecruisarea epruvetelor solicitate monoaxial. În locul limitei de curgere aparente, materialul ecruisat capătă o nouă limită de curgere mai ridicată, fără palier de curgere, caracterizată prin deformația remanentă $\varepsilon_{02}$ (limita de curgere tehnică $\sigma_{02}$). Deformarea la rece a colțurilor are un efect biaxial, deformațiile pe o direcție $\varepsilon$ producînd și deformații pe direcția perpendiculară $\mu\varepsilon$ ; aceasta explică creșterea rezistențelor mecanice pe direcția perpendiculară celei de îndoire.

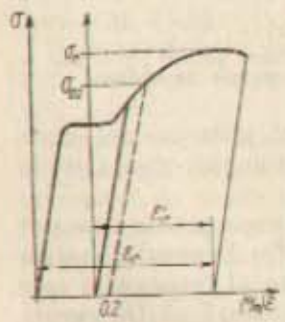


Fig. 11.8. Producerea ecruisării.

Fenomenul apare diferit în funcție de modul de formare. La profilele formate la abkant ecruisarea și ridicarea accentuată a limitei de curgere sînt limitate numai în zona colțului, pe cînd la profilele laminate efectul ecruisării, uneori mai redus ca mărime, se extinde pe o zonă mai largă în jurul colțului, pătrunzînd și în zonele plane (fig. 11.9). Prin ecruisare, raportul între limita de curgere și rezistența la rupere se ridică.



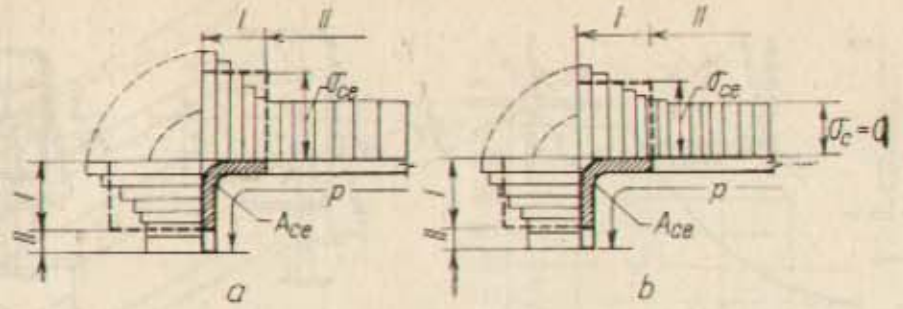



Fig. 11.9. Variația limitei de curgere în funcție de modul de formare :
a — abkant ; b — laminat la rece ; I — zonă influențată ; II — zonă neinfluențată.

Mărirea limitei de curgere are în multe cazuri efecte favorabile asupra capacității portante a întregului element. Normele de calcul în vigoare în țara noastră și în altę țări admit să se ia în considerare mărirea capacității portante a elementelor datorită efectului ecruisării.

În STAS 10108/2-83 din țara noastră se admite o limită de curgere și o rezistență de calcul majorată dată de relațiile ;

$$\sigma_{cm} = \left(1 + 0{,}8\,\frac{A_{ce}}{A}\right)\sigma_{cy} \leqslant 1{,}15\sigma_{cy}, \tag{11.1}$$

$$R_{mef} = \left(1 + 0{,}8\,\frac{A_{ce}}{A}\right)R \leqslant 1{,}15R \tag{11.2}$$

unde $\sigma_{cy}$ este limita de curgere din zona plană necruisată, de regulă egală cu limita de curgere a oțelului din bandă ; $A_{ce}$ — suprafața colțurilor ecruisate, iar $A$ — suprafața totală (v. fig. 11.9).

Suprafața colțurilor ecruisate se calculează cu relația :

$$A_{ce} = n\,\frac{\pi}{2}\left(r + \frac{t}{2}\right)\cdot t, \tag{11.3}$$

în care $n$ este numărul de colțuri din secțiunea transversală.

Efectul ecruisării trebuie totuși considerat nu numai ca un efect de ansamblu, ci și ca un efect local, mai ales în cazul cînd capacitatea portantă a unui element în ansamblul lui este determinată de fenomene care pot apare într-o zonă mai puțin influențată de ecruisare. Acesta este de exemplu cazul profilelor comprimate avînd pereții nerigidizați cu suplețe mare care pot voala ; fenomenul producîndu-se în peretele nerigidizat, comportarea peretelui este în măsură mai neînsemnată ajutată de ecruisarea colțurilor, ca atare unele norme printre care și STAS 10108/2-83 nu admit verificări de stabilitate pe baza rezistențelor majorate.

### 11.2.2. COMPORTAREA ȘI CALCULUL BARELOR COMPRIMATE

La elementele de construcții realizate din profile laminate la cald supuse la compresiune centrică, pierderea capacității portante se produce de regulă prin flambaj (fig. 11.10). De obicei voalarea elementelor alcătuite din profile sau din table sudate nu apare, datorită rapoartelor relativ mici între lățimile și grosimile pereților acestor elemente.

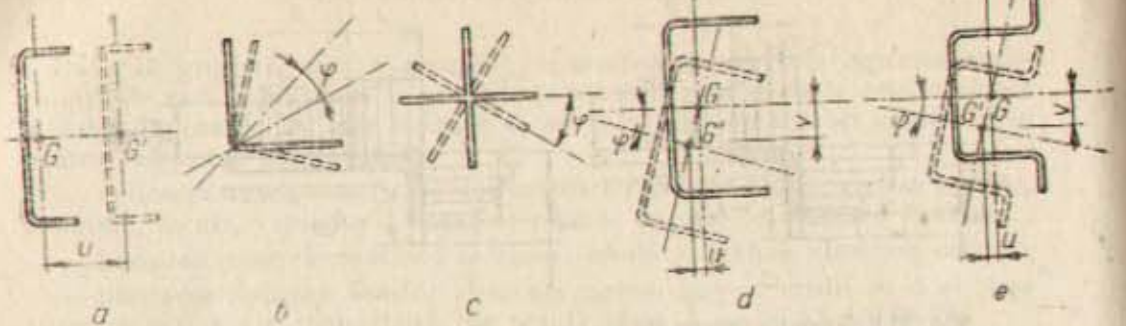



Fig. 11.10. Comportarea profilelor cu pereți subțiri comprimate centric :
a — flambaj prin încovoiere ; b, c — flambaj prin răsucire ; d, e — flambaj prin încovoiere-răsucire.

Spre deosebire de elementele laminate la cald, profilele și panourile cu tate formate la rece au pereții subțiri, raporturile dintre lățime și grosime având valori relativ mari, astfel încît își pot pierde local stabilitatea prin voalare, la eforturi unitare inferioare limitei de curgere ; este necesar ca aceste elemente să fie proiectate astfel încît să prezinte o siguranță corespunzătoare față de pierderea capacității portante prin voalare.

Plăcile subțiri, cum sînt pereții elementelor formate la rece, voalează atunci cînd efortul unitar a atins rezistența critică, a cărei valoare este dată de relația :

$$\sigma_{cr} = 190 k_\sigma \left(\frac{t}{b}\right)^2 \cdot 10^3 \ [\mathrm{N/mm^2}]. \qquad (11.4)$$

Coeficientul $k_\sigma$ depinde de natura și repartizarea efortului unitar pe lățimea $b$ a plăcii, de modul de rezemare al plăcii și în unele cazuri și de raportul dintre dimensiunile plăcii măsurate între elementele care pot alcătui reazeme. La profilele formate la rece, colțurile racordate alcătuiesc reazeme pentru peretele plan astfel încît lățimea $b$ se măsoară de regulă între extremitățile racordărilor (fig. 11.11). În formula (11.4) apare raportul $s = b/t$ care este definit ca *suplețe* a peretelui profilului.

În cazul profilelor cu pereți subțiri fenomenul de voalare apare diferențiat după modul în care sînt alcătuiți pereții profilului. Se disting două tipuri de pereți (fig. 11.11) :

— pereți nerigidizați, care au una din margini rigidizată cu un perete, cealaltă fiind nerigidizată ;

— pereți rigidizați, care au ambele margini paralele cu efortul rigidizate cu alt perete sau cu un rebord cu o rigiditate corespunzătoare.

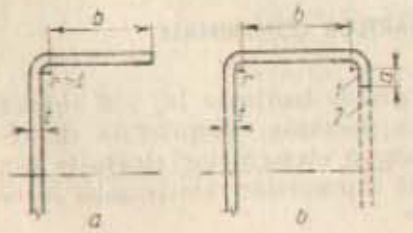



Fig. 11.11. Modul de alcătuire a pereților :
a — plăci rigidizate pe o singură latură ; b — plăci rigidizate pe două laturi ; 1 — rebord ; 2 — perete.



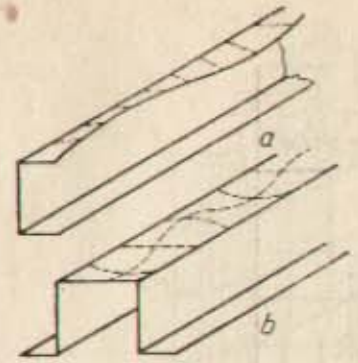



Fig. 11.12. Voalarea pereților la profile subțiri :
a — perete nerigidizat ; b — perete rigidizat.

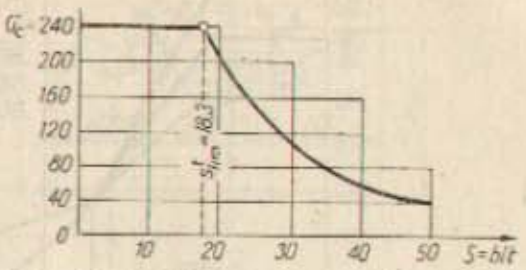



Fig. 11.13. Valoarea rezistențelor critice teoretice la pereți nerigidizați.

În figura 11.12 este arătat modul în care se produce voalarea celor două tipuri de pereți.

11.2.2.1. **Pereți nerigidizați.** Deoarece peretele adiacent pe care reazemă nu oferă o rigiditate suficientă pentru a împiedica rotirea, reazemul poate fi considerat practic articulat și în consecință în formula (11.4) se poate lua în calcul $k_\sigma = 0{,}425$. Dacă se consideră că la compresiune este valabilă diagrama Prandtl, valoarea raportului $b/t$ la care cedarea nu se mai produce prin voalare ci prin plastificare, este dată de relația :

$$\sigma_{cr} = 190 \cdot 0{,}425 \left(\frac{t}{b}\right)^2 \cdot 10^3 \ [\mathrm{N/mm^2}], \qquad (11.5)$$

din care rezultă valoarea supleței limită teoretice punînd condiția $\sigma_{cr} = \sigma_c$ :

$$s'_{lim} = \left(\frac{b}{t}\right)_{lim} = 10^2 \sqrt{\frac{8{,}1}{\sigma_c}} ; \qquad (11.6)$$

în cazul profilelor din oțel OL 37 rezultă $s'_{lim} = 18{,}3$, iar pentru oțel OL 52 $s'_{lim} = 15$. În diagrama din figura 11.13 se arată modul în care variază rezistența critică la voalare determinată cu relația (11.5) pentru profile din OL 37.

Încercările experimentale au arătat că unele deformații plastice pot apare sub nivelul limitei de proporționalitate convenționale ($\sigma_p \cong 0{,}8\sigma_c$) și că pereții profilului pot prezenta unele imperfecțiuni de planeitate ; ca atare se produc unele modificări în ceea ce privește rezistența critică la voalare în domeniul elastic în special în domeniul suplețelor medii, în jurul valorii $s_{lim}$ determinată teoretic cu relația (11.6). În schimb, în domeniul suplețelor mari valorile teoretice s-au dovedit prea acoperitoare în cazul tălpilor profilelor U, dar suficient de exacte în cazul aripilor cornierelor.

Valoarea efortului unitar pînă la care se poate considera aplicabilă relația (11.5) reprezentată prin curba *C* (fig. 11.14) se poate admite (pe baza experimentărilor) egală cu $0{,}63\sigma_c$, ceea ce pentru oțelul OL 37 conduce la $s = b/t = 25$, iar pentru OL 52 $s = 20{,}5$. Suplețea limită a peretelui pînă la care se pot considera eforturile unitare ca uniform repartizate pe lățimea aripei nerigidizate poate fi adoptată după relația :

$$s_{lim} = \frac{201}{\sqrt{\sigma_c}} ; \quad \sigma_c \text{ în } \mathrm{N/mm^2}. \qquad (11.7)$$

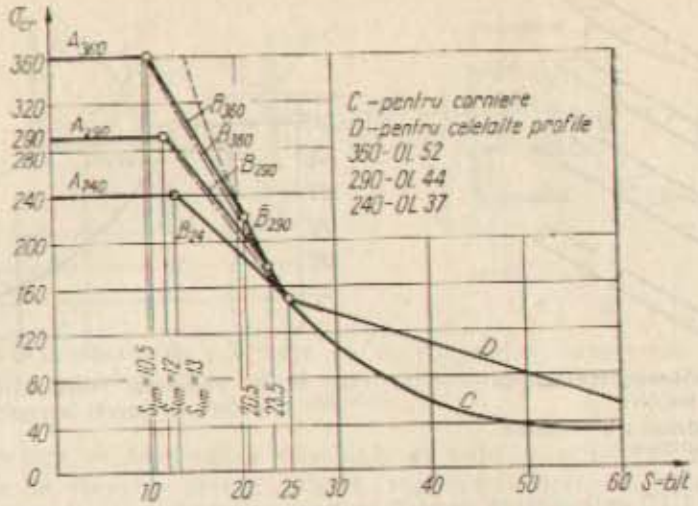



Fig. 11.14. Variația rezistenței critice la voalare la pereții nerigidizați.

Aceasta conduce la valori ale suplețelor limită egale cu $s_{lim} = 13$ pentru oțelul OL 37, $s_{lim} = 12$ pentru OL 44 și $s_{lim} = 10{,}5$ pentru OL 52.

În intervalul acestor suplețe (v. fig. 11.14) se admite o variație liniară a eforturilor unitare conform dreptelor $B_{240}$, $B_{290}$ și $B_{360}$.

În zonele unde curba $C$ este valabilă, variația rezistențelor critice este dată de (11.5) și nu depinde de limita de curgere a oțelului din element. Pentru simplificarea calculelor se admite acoperitor ca pentru oțelurile slab aliate ($\sigma_c > 240$ N/mm²) în zona $s > s_{lim}$ să se facă o racordare printr-o linie dreaptă la $s = 25$ (liniile $\bar{B}_{290}$ și $\bar{B}_{360}$) diferențele fiind nesemnificative.

Relația care definește valorile rezistențelor critice în acest domeniu $\left(13\sqrt{\frac{240}{\sigma_c}} \leqslant s \leqslant 25\right)$ se poate scrie:

$$\sigma_{crc} = \sigma_c\left(0{,}63 + 0{,}37\frac{25 - \frac{b}{t}}{25 - 13\sqrt{\frac{240}{\sigma_c}}}\right). \qquad (11.8)$$

Pentru valori $s > 25$ indiferent de marca oțelului, valorile rezistențelor critice se pot lua: pentru corniere cu ajutorul relației teoretice (11.5) — (curba $C$), iar pentru celelalte profile cu valori ceva mai mari date de relația (dreapta $D$):

$$\sigma_{crc} = 240 - 3{,}6(b/t). \qquad (11.9)$$

În concluzie, la limită verificarea unei bare cu perete nerigidizat supusă la compresiune, la care nu poate apare flambajul general dar la care $s > s_{lim}$ se va efectua cu relația:

$$\sigma = \frac{N}{A} \leqslant \sigma_{crc}. \qquad (11.10)$$

11.2.2.2. **Pereți rigidizați.** Pereții rigidizați se comportă diferit de pereții nerigidizați. Pentru aceasta se va analiza comportarea unei plăci pătrate rezemate pe două laturi paralele cu solicitarea și comprimată uniform pe



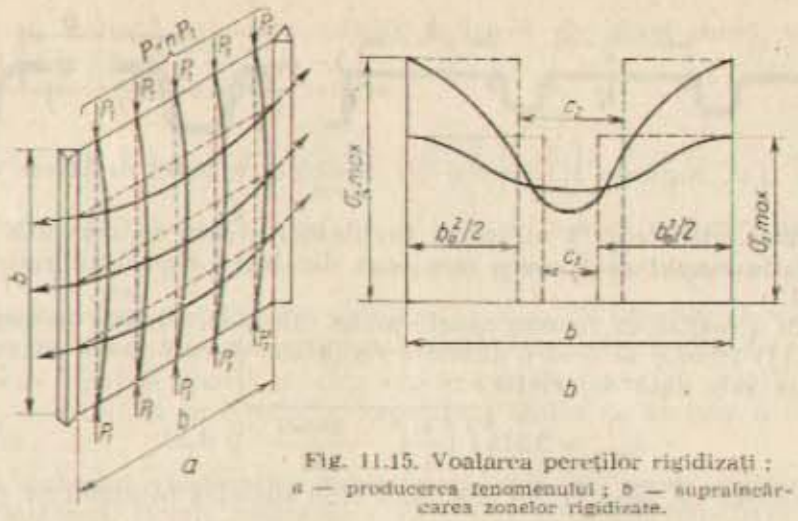



Fig. 11.15. Voalarea pereților rigidizați:
*a* — producerea fenomenului; *b* — supraîncărcarea zonelor rigidizate.

celelalte două laturi libere; pentru o mai bună înțelegere a fenomenului placa se consideră alcătuită dintr-o serie de bare (benzi) longitudinale și transversale în care se consideră concentrat metalul din placă. Fiecare din barele longitudinale poate fi considerată ca un stîlp comprimat cu o forță $P_1 = \frac{P}{n}$ în care $n$ reprezintă numărul de benzi.

Dacă barele longitudinale ar fi nelegate de cele transversale, ele ar tinde să flambeze prin încovoiere atunci cînd forța $P_1$ va atinge forța critică. În realitate, barele transversale lucrează ca niște tiranți care limitează deformațiile barelor longitudinale, cu atît mai mult cu cît aceste bare longitudinale sînt mai apropiate de reazemele plăcii (fig 11.15, *a*).

Forțele de întindere din barele orizontale ale rețelei apar după ce eforturile de compresiune încep să producă deformații perpendiculare pe planul plăcii, adică după ce încep să apară undele care preced fenomenul de voalare. Eforturile de întindere transversală tind să stabilizeze placa împotriva voalării dacă eforturile unitare de compresiune cresc în continuare.

În consecință placa se încovoaie cînd se atinge rezistența critică la voalare, avînd însă deformații limitate și mai reduse în zonele de lîngă reazeme. Zonele centrale, care s-au deformat mai mult, nu mai pot să participe în continuare la preluarea eforturilor unitare în creștere, ci tind să le transfere zonelor de margine mai rigide. Acest fenomen în care o placă cu ambele margini rigidizate poate transmite eforturi mai mari decît rezistența critică la voalare, este denumit *rezistență postcritică*.

Prin comportarea în domeniul postcritic zonele de lîngă reazeme continuă să se încarce, în timp ce în zonele centrale eforturile unitare au o tendință de scădere. Repartizarea eforturilor unitare pe secțiune apare ca în figura 11.15, *b*. Cedarea plăcii se va produce atunci cînd plastificarea va pătrunde în zona reazemelor (racordărilor). Aceste zone sînt de regulă ecruisate ceea ce mărește rezistența postcritică a elementului.

Rezistența postcritică a plăcilor este folosită în prezent și la proiectarea construcțiilor aeronautice, unde sînt de asemenea folosite elemente cu pereți subțiri.

Comparînd voalarea pereților nerigidizați cu cea corespunzătoare pereților rigidizați se constată că rezistența postcritică a celor dintîi este mult

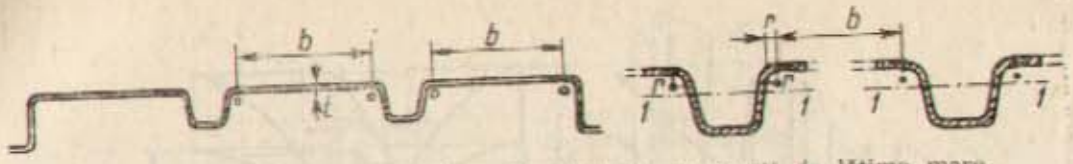


Fig. 11.16. Rigidizări intermediare la elemente cu pereți de lățime mare.

mai redusă, deoarece la atingerea rezistenței critice se dezvoltă unde de flambaj de amplitudine mare care scot din lucru elementul respectiv (v. fig. 11.12).

Pentru a realiza un reazem nedeformabil, un rebord îndoit în unghi drept (fig. 11.11) trebuie să aibă o anumită rigiditate, și ca atare o anumită înălțime care este dată de relația :

$$a_{min} = 2{,}8t\sqrt[6]{\left(\frac{b}{t}\right)^3 - \frac{28\,000}{\sigma_c}} \geq 4{,}8t. \qquad (11.11)$$

Rebordurile de acest tip se pot folosi cînd suplețea peretelui nu depășește valoarea 60 ; la profilele ⌐¬ și ⊏, $a_{min} \geq \frac{1}{4}$ din lățimea totală (inclusiv colțurile peretelui rigidizat).

În cazul elementelor cu pereți de lățime mare cum este cazul tablelor cutate (fig. 11.16) se prevăd și rigidizări intermediare al căror moment de inerție $I_1$ va satisface condiția :

$$I_1 \geq 3{,}66t^4\sqrt{\left(\frac{b}{t}\right)^3 - \frac{28\,000}{\sigma_c}} \geq 18{,}4t^4. \qquad (11.12)$$

Pentru rigidizările de margine :

$$I_1 \geq 1{,}83t^4\sqrt{\left(\frac{b}{t}\right)^3 - \frac{28\,000}{\sigma_c}} \geq 9{,}2t^4. \qquad (11.13)$$

unde momentul de inerție $I_1$ al rigidizării de margine se calculează fără a include porțiunea plană de perete adiacent (rigidizat).

Calculul pereților rigidizați ținînd seama de repartizarea neuniformă a eforturilor unitare se efectuează printr-un procedeu simplificat, introducînd noțiunea de lățime eficace $b_0$ (fig. 11.15, *b*). Pe această lățime se consideră o repartizare uniformă a eforturilor unitare rezultînd din condiția :

$$N = b_0 \cdot t \cdot \sigma_{max} = t\int_{(b)} \sigma \cdot ds. \qquad (11.14)$$

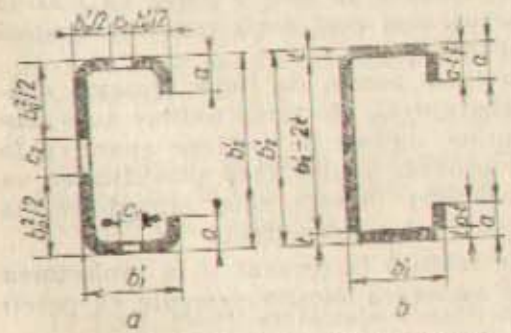


Fig. 11.17. Aria eficace *(a)* și calculul simplificat *(b)* al ariei unui profil cu pereți subțiri.

În consecință, calculul unui element cu pereți rigidizați se poate efectua pe baza unei secțiuni reduse, așa-numita secțiune eficace $A_e$ (fig. 11.17, *a*), iar verificarea unui astfel de element la limită se va efectua cu relația :

$$\sigma = \frac{N}{A_e} \leq \sigma_c, \qquad (11.15)$$

unde $A_e = A - t\Sigma c_i$.

În cazul cînd nu se dispune de tabele care să cuprindă aria secțiunii



profilului *A*, aceasta se poate calcula suficient de exact după schema simplificată din figura 11.17, *b*.

Lățimea eficace este dată de relația :

$$b_0 = 1{,}9t\sqrt{\frac{E}{\sigma_{max}}}\left(1 - \frac{0{,}375t}{b}\sqrt{\frac{E}{\sigma_{max}}}\right). \qquad (11.16)$$

Din relația (11.16) considerînd că $b_0 = b$ se deduce valoarea suplețe limită $s_{lim} = \left(\frac{b}{t}\right)_{lim}$ pînă la care elementul lucrează cu întreaga lățime *b* pentru diferite valori ale efortului unitar $\sigma_{max} = \sigma_c$. Se observă că valoarea $s_{lim}$ este cu atît mai mică cu cît efortul unitar, respectiv limita de curgere este mai mare. Suplețea limită se poate exprima cu relația : $s_{lim} = 41\sqrt{240/\sigma_c}$, în care $\sigma_c$ se exprimă în N/mm² și reprezintă limita de curgere a oțelului din element.

11.2.2.3. **Calculul elementelor comprimate care au pereți rigidizați și pereți nerigidizați.** Barele comprimate care sînt asigurate împotriva flambajului general se verifică numai la voalare. O bară care are atît pereți rigidizați, cît și nerigidizați se calculează determinînd inițial suplețea efectivă pentru peretele nerigidizat $s_{ef}$. Dacă $s_{ef} > s_{lim}$ se determină valoarea $\sigma_{crv}$ conform figurii 11.14 și a relațiilor (11.5...11.9).

Pentru pereții rigidizați se determină lățimea eficace $b_0$ în funcție de efortul unitar $\sigma_{max} = \sigma_{crv}$ și de suplețea efectivă $s = \frac{b}{t}$ cu relația (11.16) ; se determină apoi aria eficace cu relația (11.15).

Verificarea finală se va face cu relația :

$$\frac{N}{A_e} \leq \sigma_{crv}, \qquad (11.17$$

notînd :

$$\frac{A_e}{A} = n_1 ; \qquad \frac{\sigma_{crv}}{\sigma_c} = n_2 \text{ și } n_1 n_2 = n, \qquad (11.18)$$

rezultă formula de verificare :

$$\frac{N}{A} \leq n\sigma_c. \qquad (11.19)$$

Această verificare se aplică în cazul cînd metoda stărilor limită admite ca rezistență de calcul valoarea limitei de curgere ($R = \sigma_c$). În cazul cînd se lucrează cu $R = \sigma_c/\gamma_m$ ca în STAS 10108/2-83, se efectuează corecturile necesare (vezi § 11.2.4).

## 11.2.3. FLAMBAJUL BARELOR COMPRIMATE DIN PROFILE CU PEREȚI SUBȚIRI

11.2.3.1. **Bare ai căror pereți nu voalează.** Flambajul barelor comprimate centric ai căror pereți nu voalează înainte ca bara să-și piardă stabilitatea generală se produce asemănător barelor metalice obișnuite. Flambajul se poate produce prin încovoiere, prin răsucire sau prin încovoiere-răsucire.

Flambajul prin încovoiere apare în cazul barelor cu două axe de simetrie de tipul profilelor U solidarizate prin sudare spate în spate, sau așezate la o anumită distanță și solidarizate cu plăcuțe sau cu zăbrele.

În cazul barelor cu o singură axă de simetrie cum sînt profilele U, [ și ⌐⌙ flambajul se poate produce prin încovoiere sau prin încovoiere-răsucire. Flambează prin încovoiere acele bare al căror moment de inerție în raport cu axa de simetrie depășește cu mult momentul de inerție în raport cu axa perpendiculară (profile U cu tălpi înguste în raport cu înălțimea, profile ⌐⌙ puțin adînci etc.). În cazul cînd rigiditatea la încovoiere în raport cu axa perpendiculară pe axa de simetrie crește, flambajul se produce prin încovoiere-răsucire. În cazul cornierelor, al secțiunilor în T sau în cruce, poate apare flambajul prin răsucire.

Verificarea prin calcul se face în aceste cazuri cu ajutorul formulelor stabilite la capitolul 8. Și în acest caz se ține seama de imperfecțiunile de formă și structurale. Ponderea imperfecțiunilor este însă diferită : datorită grosimilor mici ale pereților, tensiunile remanente sînt mai reduse decît la elementele laminate la cald ; în schimb imperfecțiunile geometrice, mai ales cele provenite din deformări locale ale pereților pot fi sensibil mai mari. În consecință apare necesitatea utilizării celor trei curbe de flambaj arătate la capitolul 8, gruparea elementelor corespunzătoare uneia din cele trei curbe fiind specifică profilelor formate la rece (tab. 11.2) ; coeficienții de flambaj $\varphi$ se pot lua din tabelul 8.8.

*Tabelul 11.2*

| Tipul secțiunii transversale | Indicatorul tabelelor cu coeficientul $\varphi$ în funcție de mărcile : | | |
|---|---|---|---|
| | OL 34 OL 37 | OL 44 | OL 52 |
| Profile fără sudură longitudinală | $A_1$ | $A_2$ | $A_3$ |
| | $B_1$ | $B_2$ | $B_3$ |
| | $C_1$ | $C_2$ | $C_3$ |

Observație — Față de axele notate cu * verificarea la flambaj prin încovoiere-răsucire se face utilizînd curbele de flambaj B (v. nota tabel 8.6, *a*)



În cazul cornierelor centrul de încovoiere-răsucire este foarte apropiat de centrul de răsucire. Din relația (8.161) ținînd seama că $I_\omega$ este foarte mic și se poate neglija rezultă $P_\omega = \frac{GI_r}{i_0^2}$ și respectiv $\lambda_{tr} = 5{,}1\, b/t$.

Din compararea rezistenței critice la flambaj prin răsucire cu rezistența critică la flambaj prin încovoiere, rezultă că barele din corniere avînd $\lambda \leqslant 5{,}1\,\frac{b}{t}$ ($b$, $t$ lățimea și grosimea aripei) flambează prin încovoiere răsucire în domeniul $E$ = constant. Acest flambaj este practic produs prin voalarea aripilor.

În concluzie, barele realizate dintr-o singură cornieră, avînd $\lambda \leqslant 5{,}1\,\frac{b}{t}$ se pot verifica fie la flambaj prin încovoiere-răsucire considerînd $\lambda_{tr} = 5{,}1\,\frac{b}{t}$, fie la voalarea celor două aripi pentru care s-a depășit rezistența critică la stabilitate locală.

Rezistențele critice la voalare, în funcție de suplețea aripilor se pot calcula conf. [7] cu relațiile:

• corniere formate la rece :

pentru : $$s \leqslant s_{lim} = \frac{231}{\sqrt{\sigma_c}} \simeq 15\sqrt{\frac{240}{\sigma_c}}\,;\quad \sigma_{cr} = \sigma_c\,; \tag{11.20}$$

pentru : $$s_{lim} < s = \frac{b_c}{t} \leqslant \frac{3}{2}\,s_{lim}\,;\quad \sigma_{cr} = \sigma_c\left(\frac{5}{3} - \frac{2}{3}\,\frac{s}{s_{lim}}\right) \leqslant \sigma_c \tag{11.21}$$

pentru : $$s = \frac{b_c}{t} > \frac{3}{2}\,s_{lim}\,;\qquad \sigma_{cr} = \frac{80\,000}{s^2}\,; \tag{11.22}$$

• corniere formate la cald :

pentru : $$s \leqslant s_{lim} = \frac{260}{\sqrt{\sigma_c}} \simeq 17\sqrt{\frac{240}{\sigma_c}}\,;\quad \sigma_{cr} = \sigma_c\,; \tag{11.23}$$

pentru : $$s_{lim} < s \leqslant \frac{4}{3}\,s_{lim}\,;\quad \sigma_{cr} = \sigma_c\left(2 - \frac{s}{s_{lim}}\right) \leqslant \sigma_c\,; \tag{11.24}$$

pentru : $$s = \frac{b_c}{t} > \frac{4}{3}\,s_{lim}\,;\quad \sigma_{cr} = \frac{\pi^2 \cdot E}{(5{,}1\,s)^2} = \frac{80\,000}{s^2}\,. \tag{11.25}$$

Variația acestor rezistențe critice este dată în figura 11.18.

11.2.3.2. **Bare ai căror pereți voalează.** Cedarea barelor comprimate ai căror pereți voalează este pusă în evidență de relația care la limită are expresia :

$$\sigma = \frac{N}{A} \leqslant n\sigma_c\,. \tag{11.26}$$

În cazul barelor care flambează prin încovoiere, nivelul eforturilor unitare efective $N/A$ este mai redus, rezistențele critice descrescînd cu creșterea valorii $\lambda$ ; ca atare situația din punctul de vedere al voalării este mai favorabilă, fiind posibilă admiterea unor suplețe mai mari decît valorile limită deduse anterior.

Pornind de la observația că în cazul unor bare scurte ai căror pereți voalează verificarea se efectuează cu relația (11.19), se poate considera că bara este alcătuită dintr-un oțel cu limita de curgere mai redusă $\bar{\sigma}_c = n\sigma_c$. Prin asimilare se poate admite că flambajul general se produce asemănător ca pentru o bară cu aceeași limită de curgere $\bar{\sigma}_c$. În consecință pentru determinarea coeficientului de flambaj, în relația (8.116) se poate folosi o zveltețe corectată :

$$\bar{\lambda} = \lambda\sqrt{n} \tag{11.27}$$

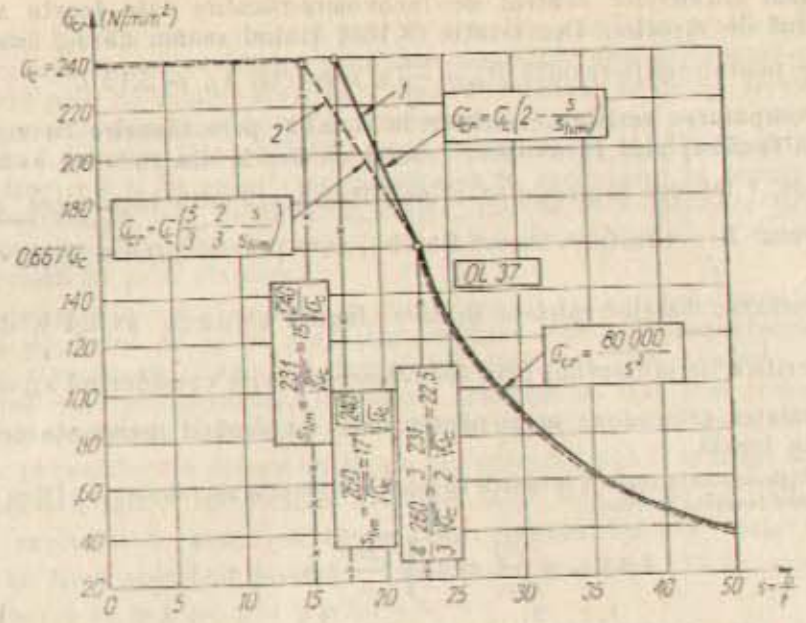



Fig. 11.18. Variația rezistențelor critice la bare dintr-o singură cornieră :
1 — laminată la cald ; 2 — formată la rece.

Verificarea în acest caz devine :

$$\frac{N}{\varphi A} \leqslant n\sigma_c \tag{11.28}$$

în care $\varphi$ se determină în funcție de $\bar{\lambda} = \lambda\sqrt{n}$ ; conform tab. 11.2 și tab. 8.8. $\lambda$ și $A$ se calculează cu secțiunea brută a barei, iar $n = n_1 \cdot n_2$, unde $n_1$ și $n_2$ sînt coeficienții de corecție definiți anterior conform pct. 11.2.2.3.

În cazul barelor care flambează prin încovoiere-răsucire, se adoptă un procedeu similar determinînd coeficientul $n = n_1 n_2$ al secțiunii respective. Se calculează parametrul $\lambda_{ir}$ conform capitolului 8 cu secțiunea neredusă și se determină coeficientul $\bar{\lambda}_{ir} = \lambda_{ir}\sqrt{n}$ cu care se stabilește coeficientul $\varphi_{ir}$ din tabelele 11.2 (de regulă curbele $B$) și 8.8.

Verificarea se efectuează cu relația :

$$\frac{N}{\varphi_{ir} A} \leqslant n \cdot \sigma_c. \tag{11.29}$$

11.2.3.3. **Măsuri constructive pentru a reduce efectul flambajului prin încovoiere-răsucire.** Dacă barele cu secțiune deschisă de tip [ și [ ] sînt solidarizate cu plăcuțe sau zăbrele pe latura deschisă, rigiditatea lor la răsucire crește considerabil, comportarea apropiindu-se de aceea a barelor cu secțiune închisă. Pierderea stabilității se va produce prin încovoiere, dar bara fiind mult mai rigidă la acest mod de pierdere a stabilității capacitatea ei portantă va crește și ea foarte mult. În consecință, verificarea barei la flambaj prin încovoiere-răsucire nu mai este necesară. Este necesar însă, ca distanța între plăcuțe să nu depășească $40i_1$ (pentru determinarea razei de inerție $i_1$ se va vedea figura 11.19). Elementele de solidarizare trebuie să fie capabile să preia o forță tăietoare $T = 0{,}010 \cdot A \cdot R$ ($A$ fiind aria secțiunii profilului).



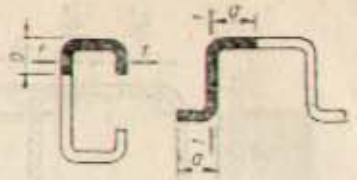


Fig. 11.19. Secțiunile de calcul pentru determinarea razei de inerție $i_1$.

### 11.2.4. CALCULUL ELEMENTELOR DIN PROFILE CU PEREȚI SUBȚIRI FORMATE LA RECE SUPUSE LA SOLICITĂRI AXIALE

În cele ce urmează sînt prezentate relațiile de verificare aplicabile în metoda stărilor limită conform STAS 10108/2-83. Diferențele față de relațiile prezentate anterior constau în faptul că în formulele de calcul în locul limitei de curgere se introduc valorile rezistențelor de calcul $R = \sigma_c/\gamma_m$.

11.2.4.1. **Barele supuse la întindere.** Se calculează în mod obișnuit folosind rezistențele de calcul din tabelul 11.3. La profilele formate la rece, se admite majorarea rezistențelor de calcul (conf. relației 11.2), avînd în vedere ecruisarea materialului (în colțurile profilelor).

*Tabelul 11.3*

| Solicitarea | Simbol | Coeficient $\gamma_m$ aplicat față de $R$ | Rezistențe de calcul în N/mm², pentru oțel : | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | OL 34 | OL 37 | OL 44 | OL 52 |
| întindere<br>compresiune<br>încovoiere | $R$ | 1,0 | 200 | 220 | 260 | 315 |
| forfecare | $R_f$ | 0,6 | 120 | 130 | 155 | 190 |

11.2.4.2. **Barele comprimate.** Se diferențiază sub aspectul comportării prin modul cum poate apare fenomenul de voalare, respectiv dacă aceasta se produce înainte de flambajul general. Limita dintre cele două cazuri este dată de suplețea limită care se determină în funcție de tipul pereților (relațiile 11.7, respectiv 11.16) și tabelele 11.4 și 11.5.

*Tabelul 11.4*

| Tipul secțiunii | $s_{lim} = s/i$ pentru | | | |
|---|---|---|---|---|
| | OL 34 | OL 37 | OL 44 | OL 52 |
| cornière<br>$s_{lim} = \frac{b_c}{t}$ | 16 | 15 | 14 | 12,5 |
| — alte profile deschise (v. fig. 11.11, $a$) | 14 | 13 | 12 | 11 |

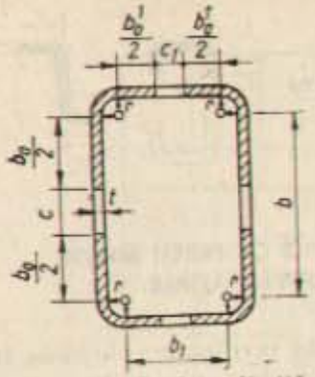


Fig. 11.20. Suplețe limită la secțiuni închise.

*Tabelul 11.5*

| Marca oțelului | $s_{lim} = b/t$ |
|---|---|
| OL 34 | 43 |
| OL 37 | 41 |
| OL 44 | 38 |
| OL 52 | 34 |

Pentru secțiunile închise (fig. 11.3, *d* și *e*) suplețea limită $s_{lim} = b/t$ în funcție de $b_1/t$ (fig. 11.20) rezultă din tabelul 11.6.

*Tabelul 11.6*

| $b_1/t$ | 41 | 40 | 38 | 36 | 34 | 33 | 31 | 29 | 26 | 24 | ≤21 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $s_{lim}=b/t$ | 41 | 42 | 43 | 44 | 45 | 46 | 47 | 48 | 49 | 50 | 51 |

Observație: Pentru alte mărci de oțeluri decît OL. 37, valorile din prezentul tabel se multiplică cu $\sqrt{\frac{220}{R}}$

Barele supuse la compresiune la care suplețele limită nu sînt depășite se verifică conform celor prezentate la capitolul 10. Pentru barele care-și pot pierde stabilitatea prin încovoiere-răsucire se mai fac următoarele precizări care țin seama de particularitățile de alcătuire ale acestor elemente.

Elementele în formă de U laminate la cald, prin geometria secțiunilor se încadrează în categoria elementelor care flambează prin încovoiere. Elementele formate la rece pot fi mai adînci și în consecință pot flamba și prin încovoiere-răsucire (fig. 11.21). În tabelul 11.7 sînt date limitele care separă cele două

*Tabelul 11.7*

| $b/h$ | $I \cdot l/h^4$ minim | |
|---|---|---|
| | $I_{fz}/I_{fy} = 0{,}8$ | $I_{fz}/I_{fy} = 1{,}0$ |
| 0,2 | 0,08 | 0 |
| 0,3 | 0,25 | 0 |
| 0,4 | 0,48 | 0,26 |
| 0,5 | 0,81 | 0,51 |
| 0,6 | 1,26 | 0,82 |
| 0,7 | 1,88 | 1,26 |
| 0,8 | 2,84 | 1,81 |

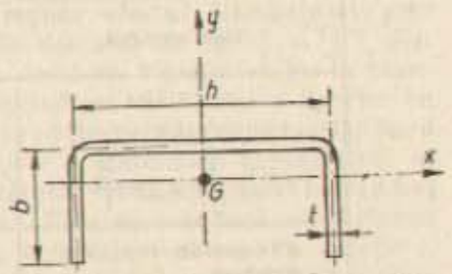


Fig. 11.21. Caracteristici geometrice la un profil U.



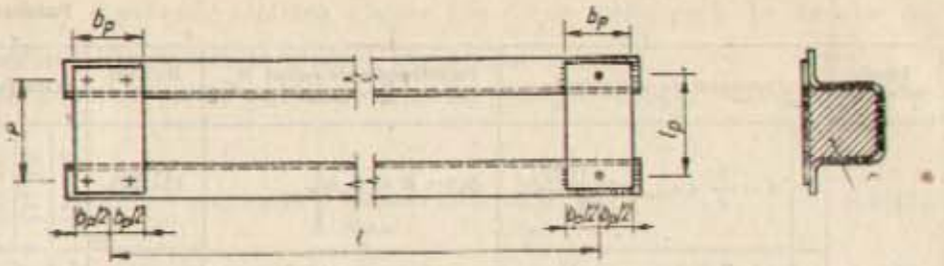


Fig. 11.22. Solidarizarea la capete a profilelor deschise.

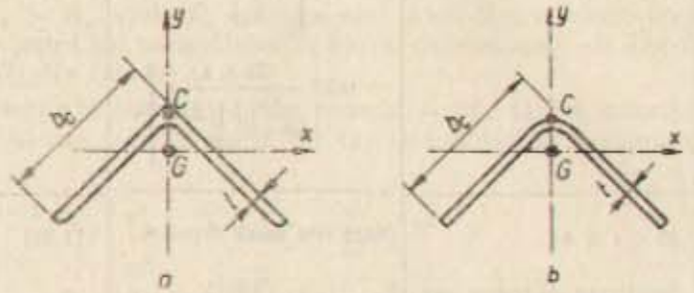


Fig. 11.23. Caracteristici geometrice la o cornieră cu aripi egale :
a — laminat la cald ; b — format la rece.

domenii. Profilele U care au raportul $I \cdot l/h^2$ mai mare decît cel minim prevăzut în tabelul 11.7 se vor verifica numai la încovoiere față de axa $x - x$; în alte situații este necesară și verificarea pierderii stabilității prin încovoiere-răsucire după metodologia precizată la § 8.3.3.

Profilele ⌐¬ și ⊏ care sînt solidarizate pe latura liberă conform § 11.2.3.3. pot fi considerate ca elemente chesonate care flambează prin încovoiere.

În cazul cînd nu s-au realizat condițiile arătate anterior, barele vor fi verificate atît la flambaj prin încovoiere, cît și la flambaj prin încovoiere-răsucire conform § 8.3.3.

Profilele ⌐¬ și ⊏ care din anumite motive nu se solidarizează pe lungimea lor, se pot solidariza la extremități conform figurii 11.22, verificarea lor efectuîndu-se conform STAS 10108/2-83.

Barele formate dintr-o singură cornieră (fig. 11.23) cu aripi egale se verifică conform § 11.2.3.1.

11.2.4.3. **Flambajul cu voalare.** Poate apare cînd suplețele maxime sînt depășite. Pentru elementele cu diferite tipuri de alcătuiri în STAS 10108/2-83 se prevăd următoarele relații de verificare, bazate pe formulele generale indicate la § 11.2.2 și 11.2.3.

Rezistențele de calcul la voalare *ai pereților neînșirați* ($R_v = \sigma_{cre}/\gamma_m$) prezentate în tabelul 11.8 s-au obținut din relațiile (11.5)...(11.9), respectiv (11.20)...(11.22) în care s-au înlocuit $\sigma_e$ cu $R$ și $\sqrt{\frac{240}{\sigma_e}}$ cu $\sqrt{\frac{220}{R}}$.

*Tabelul 11.8*

| Tipul peretelui | | Domeniul de valabilitate | Rezistențele de calcul $R_s$, în N/mm² | Relația numărul | Observații | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Pereți nerigidizați conform fig. 11.11, *a* (cu excepția barelor dintr-o singură cornieră) | a) | $s = \frac{b}{t} \leqslant s_{lim} = 13\sqrt{\frac{220}{R}}$ | $R_s = R = \sigma_c/\gamma_m$ | (11.30) | (11.32) | (11.33) | (11.34) | (11.35) |
| | b) | $13\sqrt{\frac{220}{R}} < s = \frac{b}{t} \leqslant 25$ | $R_s = R\left[0{,}63 + 0{,}37\frac{25 - s}{25 - 13\sqrt{\frac{220}{R}}}\right]$ | (11.31) | $R_s = 289 - 6{,}5\ s$ | $R_s = 308 - 6{,}8\ s$ | $R_s = 348 - 7{,}4\ s$ | $R_s = 405 - 8{,}2\ s$ |
| | c) | $25 < s \leqslant 60$ (indiferent de marca oțelului) | bare din două corniere: $R_s = 8{,}71\left(\frac{100}{s}\right)^2$ | (11.36) | | | | |
| | | | celelalte profile: $R_s = 220 - 3{,}3\ s$ | (11.37) | | | | |
| Pereți barelor dintr-o singură cornieră formată în rece (v. fig. 11.23) | a) | $s = \frac{b_c}{t} \leqslant s_{lim} = 15\sqrt{\frac{220}{R}}$ | $R_c = R = \sigma_c/\gamma_m$ | (11.38) | OL 34 | OL 37 | OL 44 | OL 52 |
| | b) | $s_{lim} < s \leqslant 1{,}5\ s_{lim} = 22{,}5\sqrt{\frac{220}{R}}$ | $R_c = R\left[1{,}67 - 0{,}67\frac{s}{s_{lim}}\right]$ | (11.39) | Relația (11.31) pentru mărci de oțel devine: | | | |
| | c) | $s = \frac{b_c}{t} > 1{,}5\ s_{lim} = 22{,}5\sqrt{\frac{220}{R}}$ (indiferent de marca oțelului) | $R_c = \frac{80\,000}{\gamma_m \cdot s^2} \simeq \frac{73\,300}{s^2}$ | (11.40) | | | | |



*La pereți rigidizați*, suplețea eficace $s_e = \frac{b_0}{t}$ se calculează în funcție de tipul secțiunii transversale a barei, după cum urmează:

— secțiuni cu pereți rigidizați deschise (simplu conexe — fig. 11.17 și 11.19)

$$s_e = 59\sqrt{\frac{220}{\sigma_{max}} - \frac{753}{s}\cdot\frac{220}{\sigma_{max}}} \leqslant s, \tag{11.41}$$

conducînd la valorile suplețelor limită $\sigma_{max} = R$ din tabelul 11.5.

În relația (11.43) $\sigma_{max} = R$ dacă suplețea nici unuia dintre eventualii pereți nerigidizați nu depășește valoarea $s_{lim}$ din tabelul 11.4. În caz contrar se va lua $\sigma_{max} = R_s$, unde $R_s$ este cea mai mică dintre rezistențele de calcul la voalare ale pereților nerigidizați ai barei, determinată cu una din relațiile (11.31...,11.37) din tabelul 11.8;

— pentru secțiuni închise (dublu conexe — fig. 11.20) valorile suplețelor eficace se calculează tot cu relația (11.41) în funcție de nivelul real de solicitare

$$\sigma_{max} = \frac{N}{A} \leqslant R \tag{11.42}$$

la limită $\sigma_{max} = R$, obținînd valorile $s_{lim}$ din tabelul 11.6;

— pereți cu o rigidizare intermediară activă; o rigidizare intermediară (fig. 11.24) se consideră activă dacă satisface condițiile din relația (11.12). Pentru fiecare porțiune plană a peretelui rigidizat cu suplețea $s \leqslant 60$, suplețea eficace $s_e$ se determină cu relația (11.41).

Pentru $s > 60$, calculul lățimii eficace $b_0$ se face pe baza supleței eficace reduse:

$$s_{ef} = s_e - 0{,}10(s - 60). \tag{11.43}$$

La determinarea caracteristicilor geometrice ale secțiunilor, pentru pereți cu $s > 60$, rigidizările se introduc în calcul cu arii reduse $A_{1r}$ în locul ariilor reale $A_1$ conform relației:

$$A_{1r} = \alpha_r A_1, \tag{11.44}$$

unde $\alpha_r$ este un coeficient, care se determină în funcție de mărimea supleței $s$:

— dacă $60 < s \leqslant 90$ $\quad \alpha_r = 3 - 2\frac{s_{ef}}{s} - \frac{1}{30}(s - s_{ef})$: (11.45)

— dacă $s > 90$ $\quad \alpha_r = \frac{s_{ef}}{s}$. (11.46)

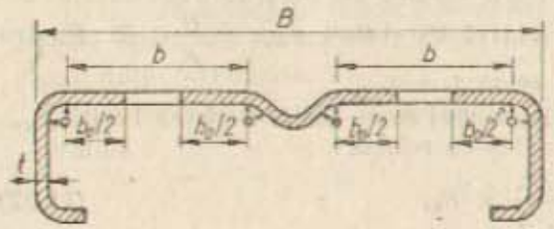



Fig. 11.24. Rigidizare intermediară activă.

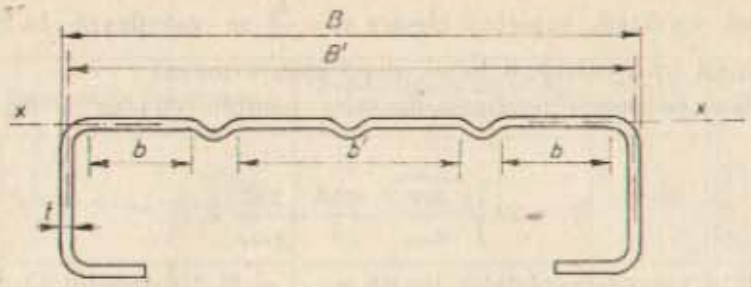



Fig. 11.25. Profil cu mai multe rigidizări intermediare active.

Ariile $A_1$ și $A_{1r}$ se referă numai la rigidizarea activă propriu-zisă, fără includerea în calcul a unor porțiuni de pereți plani adiacenți. Centrul de greutate și momentul de inerție $I_1$ al rigidizării se calculează pentru aria redusă $A_{1r}$;

— pereți cu mai multe rigidizări intermediare (fig. 11.25) se calculează conf. prevederilor STAS 10108/2-83.

În concluzie verificarea barelor comprimate centric, realizate din profile cu pereți subțiri formate la rece, se va efectua după cum urmează:

I. Bare ai căror pereți, cu suplețea mai mare decît suplețea limită $s_{lim}$, sînt *numai pereți rigidizați* se verifică cu relația:

$$\frac{N}{\varphi_e \cdot A_e} \leqslant R. \tag{11.47}$$

unde: $A_e$ este aria eficace a secțiunii, calculată cu relația:

$$A_e = A - \Sigma t(b - b_0) - \Sigma A_1(1 - \alpha_e) = A - \Sigma t^2(s - s_e) - \Sigma A_1(1 - \alpha_e). \tag{11.48}$$

În cazul cînd nici un perete rigidizat nu are suplețea $s > 60$, $A_e$ se determină cu formula:

$$A_e = A - \Sigma t^2(s - s_e) \tag{11.49}$$

$\varphi_e$ este coeficientul de flambaj obținut cu ajutorul tabelei 8.8 — după încadrarea dată de tabelul 11.2 — în funcție de coeficientul de zvelțețe corectat:

$$\bar{\lambda}_e = \lambda \cdot \sqrt{n_1}; \quad n_1 = \frac{A_e}{A}. \tag{11.50}$$

Introducînd notația $n_1 = \frac{A_e}{A}$ în relația de verificare (11.47) aceasta devine:

$$\frac{N}{\varphi_e \cdot A} \leqslant n_1 \cdot R. \tag{11.51}$$

În relațiile (11.48) și (11.49) suplețele eficace ale pereților rigidizați se determină conform relațiilor (11.41)...(11.46) luînd $\sigma_{max} = \frac{N}{A} \leqslant R$. Pentru pereții rigidizați care au $s \leqslant s_{lim}$ se ia $s_e = s$.

II. Bare ai căror pereți, cu suplețea mai mare decît suplețea limită $s_{lim}$, sînt *numai pereți nerigidizați* se verifică cu relația:

$$\frac{N}{\varphi_v \cdot A} \leqslant R_v, \tag{11.52}$$



unde: $R_v$ este cea mai mică dintre rezistențele de calcul la voalare ale pereților nerigidizați ai barei, determinată conform relațiilor (11.30)...(11.40) din tabelul 11.8.

Relația de verificare (11.52) se mai poate scrie și sub forma:

$$\frac{N}{\varphi_v \cdot A} \leqslant n_2 \cdot R \; ; \quad n_2 = \frac{R_v}{R} = \frac{\sigma_{cr,v}}{\sigma_e} \tag{11.53}$$

în care $\varphi_v$ este coeficientul de flambaj cu voalare, obținut cu ajutorul tabelelor 8.8 și 11.2, în funcție de coeficientul de zvelțețe corectat

$$\bar{\lambda}_v = \lambda \sqrt{n_2}. \tag{11.54}$$

III. În cazul barelor avînd *atît pereți rigidizați, cît și pereți nerigidizați* cu suplețe efective mai mari decît suplețele limită $s_{lim}$, verificarea secțiunii se efectuează cu relația:

$$\frac{N}{\varphi_{ev} \cdot A_e} \leqslant R_v, \tag{11.55}$$

în care: $R_v$ se determină cu relațiile (11.30)...(11.40) din tabelul 11.8, iar $A_e$ — este aria eficace, calculată cu relațiile (11.48) sau (11.49), cu precizarea că suplețele eficace $s_e$ ale pereților rigidizați se determină pentru $\sigma_{max} = \frac{N}{A} \leqslant R_v$. Pentru pereții rigidizați care au $s \leqslant s_{lim}$ și pentru toți pereții nerigidizați, se ia $s_e = s$.

Cu notațiile $n_1$ și $n_2$ date și $n = n_1 \cdot n_2$, relația de verificare generală (11.55) se mai poate scrie:

$$\frac{N}{\varphi_{ev} \cdot A} \leqslant n \cdot R \tag{11.56}$$

unde: $\varphi_{ev}$ este coeficientul de flambaj obținut cu ajutorul tabelelor 8.8 și 11.2 în funcție de coeficientul de zvelțețe corectat

$$\bar{\lambda}_{ev} = \lambda \sqrt{n}; \quad n = n_1 \cdot n_2. \tag{11.57}$$

În cazul barelor care flambează prin încovoiere-răsucire se poate adopta un procedeu similar corectînd parametrul $\lambda_{tr}$ calculat conform capitolului 8:

$$\bar{\lambda}_{tr} = \lambda_{tr} \sqrt{n}. \tag{11.58}$$

În toate aceste relații de verificare (11.51), (11.53), (11.56) și (11.58) valorile coeficienților de zvelțețe $\lambda = l_f/i$, respectiv $\lambda_{tr} = \gamma \cdot \lambda_y$ se determină cu aria brută (întreagă) a secțiunii transversale.

### 11.2.5. CALCULUL ELEMENTELOR SUPUSE LA ÎNCOVOIERE

Probleme deosebite ridică fenomenul de voalare a tălpii comprimate care poate apare sub forma unor tălpi întărite, avînd marginile rigidizate sau a unor tălpi neîntărite.

Cînd suplețea tălpilor comprimate rămîne inferioară celei limită se aplică formula:

$$\sigma = \frac{M}{W} \leqslant R. \tag{11.59}$$

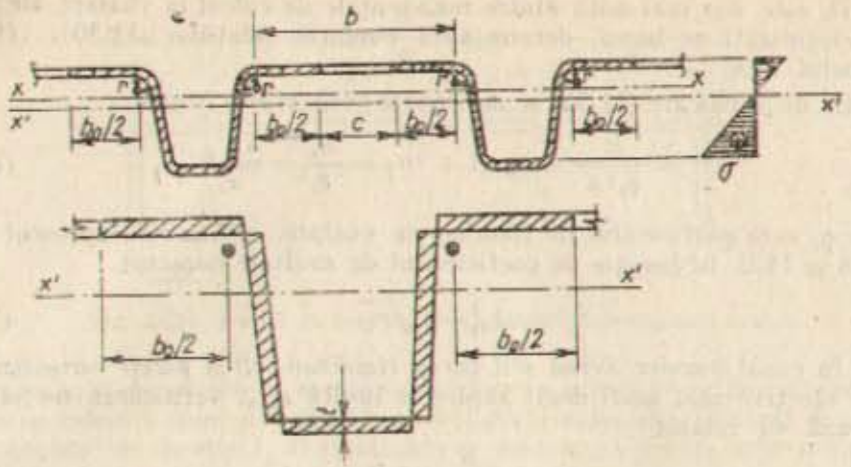



Fig. 11.26. Secțiunea de calcul și solicitările panourilor de tablă cutată.

În mod analog se verifică și elementele cu talpa comprimată întărită la care se depășește supleţea limită, dar nu cea corespunzătoare efortului unitar efectiv în această talpă (de exemplu o secțiune nesimetrică având talpa superioară mai dezvoltată) și care se determină cu relația (11.16) folosind $\sigma_{max} = \sigma_{cf}$.

În cazul cînd supleţea reală depășește pe cea limită corespunzătoare efortului unitar $\sigma_{cf}$, verificarea se face cu relația :

$$\sigma = \frac{M}{W_x} \leqslant R. \qquad (11.60)$$

în care $W_x$ este calculat cu aria redusă a tălpii superioare (fig. 11.26). În acest caz este indicat să se țină seama de deplasarea axei neutre, care se mută către talpa întinsă. Poziția axei neutre se determină prin încercări succesive.

La elementele care au talpa comprimată neîntărită și la care supleţea tălpii este mai mare decît cea limită, verificarea se efectuează comparînd efortul unitar maxim de compresiune cu valoarea rezistenței de calcul la voalare :

$$\frac{M}{W} \leqslant R_v = n_2 R. \qquad (11.61)$$

Barele solicitate la încovoiere pe două direcții având fibra cea mai comprimată aparținînd unui perete neîntărit se verifică astfel :

— în zona comprimată :

$$\sigma = \frac{M_x}{W_{x1}} + \frac{M_y}{W_{y1}} \leqslant 1{,}1 R_v ; \qquad (11.62)$$

— în zona întinsă :

$$\sigma = \frac{M_x}{W_{nx2}} + \frac{M_y}{W_{ny2}} \leqslant 1{,}1 R. \qquad (11.63)$$

în care $W_{x1}$ și $W_{y1}$ sînt modulele de rezistență „brute", iar $W_{nx2}$ și $W_{ny2}$ modulele de rezistență „nete" ale secțiunii transversale pentru fibra cea mai comprimată (*1*), respectiv cea mai întinsă (*2*).



Pentru cazul pereților întăriți a se vedea STAS 10108/2-83.

Săgețile elementelor încovoiate, chiar ale celor care lucrează pe baza secțiunii eficace se determină cu momentul de inerție al secțiunii brute, deoarece reducerea secțiunii tălpii comprimate afectează o zonă redusă pe lungimea grinzii. Excepție pot face unele elemente cum sînt panourile de talpă cutată (fig. 11.26) în cazul cînd lățimea eficace $b_0$ diferă sensibil de lățimea $b$.

### 11.2.6. STABILITATEA GENERALA A ELEMENTELOR INCOVOIATE

Nu este necesară verificarea pierderii stabilității generale a grinzilor cu secțiune dublu T, care în dreptul reazemelor sînt împiedicate să se răstoarne, dacă tălpile comprimate au legături transversale la distanțe :

pentru OL 34 și OL 37 $l_1 \leqslant 40\, i_{yt}$

pentru OL 44 și CL 52 $l_1 \leqslant 35\, i_{yt}$

unde $i_{yt}$ este raza de inerție a tălpii comprimate (fig. 11.27) în raport cu axa $y - y$ din planul inimii.

Barele cu secțiuni închise de tip cheson sau profile ⌐⌐ și ⊏, solidarizate cu plăcuțe sau zăbrele, nu se verifică la stabilitate generală dacă sînt îndeplinite condițiile (vezi notații fig. 11.28) :

$$l_1 \leqslant c\,\frac{1\,540}{R} ; \quad \frac{h'}{c} \leqslant 10 ; \; R, \text{ în N/mm}^2. \qquad (11.64)$$

Cînd condițiile enumerate nu sînt îndeplinite, este necesară verificarea stabilității generale a barei.

Calculul se efectuează după aceleași reguli ca la elementele laminate la cald. Se poate efectua calculul simplificat asimilînd fenomenul de pierdere generală

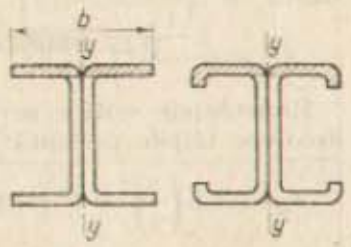



Fig. 11.27. Secțiunea simplificată de calcul la verificarea pierderii stabilității generale a grinzilor încovoiate.

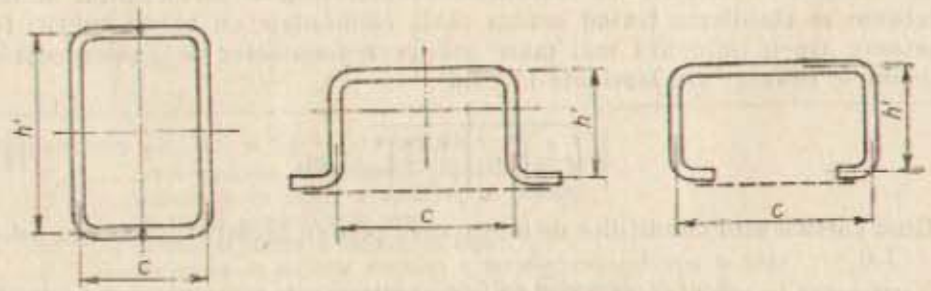



Fig. 11.28. Grinzi cu secțiune închisă sau din profile ⌐⌐ și ⊏.

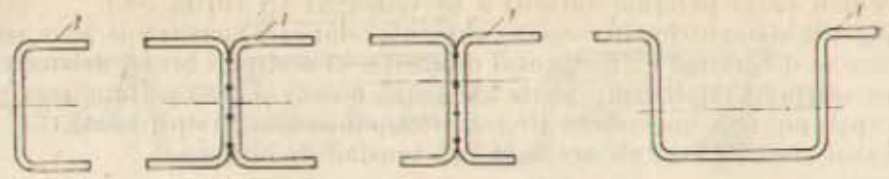


Fig. 11.29. Grinzi cu talpa comprimată din pereți nerigidizați.

a stabilității cu flambajul tălpii comprimate a grinzilor (rel. 8.243), raza de giratie a tălpii fiind calculată conform figurii 11.27. În cazul depășirii suplețelor limită se calculează cu valorile $\varphi$ deduse în funcție de $\bar{\sigma}_x = n\sigma_{cr}$ respectiv $\bar{\lambda}_{tr} = \lambda_{tr}\cdot\sqrt{n}$.

Dacă talpa comprimată este un perete nerigidizat (fig. 11.29) :

$$\frac{M}{\varphi_y \cdot W_1} \leqslant R_z = n_2 \cdot R \tag{11.65}$$

unde $W_1$ este modulul de rezistență al secțiunii întregi corespunzătoare fibrei celei mai comprimate 1, iar coeficientul $\varphi_y$ se determină cu relația :

$$\bar{\lambda}_{tr\nu} = \lambda_{tr}\sqrt{\frac{R_z}{R}} = \lambda_{tr}\sqrt{n_2} \tag{11.66}$$

Profilele $\square$, $\square$ și Z prezentînd o sensibilitate mai mare la pierderea stabilității generale, în relația de verificare (11.65) se fac următoarele precizări :

— pentru profilul $\square$ și $\square$ se înlocuiește $R$ cu $0{,}75R$ ;
— pentru profilul Z se înlocuiește $R$ cu $0{,}5R$.

Pentru alte cazuri de alcătuire și solicitare relațiile de verificare sînt date în STAS 10108/2-83.

### 11.2.7. VERIFICAREA LA VOALARE A INIMILOR GRINZILOR

Rezistențele critice se calculează considerînd inima articulată în tălpi, deoarece tălpile prezintă o rigiditate slabă la răsucire :

$$\sigma_{cr} = 4{,}5\left(\frac{t}{h}\right)^2 \cdot 10^6 \ [\mathrm{N/mm^2}]; \quad \tau_{cr} = 0{,}95\left(\frac{t}{h}\right)^2 \cdot 10^6 \ [\mathrm{N/mm^2}] \tag{11.67}$$

Formula de verificare la acțiunea concomitentă a momentului și forței tăietoare se stabilește ținînd seama că la elementele cu pereți subțiri forța tăietoare are o influență mai mare asupra fenomenelor de voalare decît la elementele sudate din laminate la cald :

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma}{\sigma_{cr}}\right)^2 + \left(\frac{1{,}2\tau}{\tau_{cr}}\right)^2} \leqslant m, \tag{11.68}$$

$m$ fiind coeficientul condițiilor de lucru, care pentru încărcări statice se adoptă $m = 1{,}0$.

*Verificarea la voalare locală sub forțe concentrate* este cu atît mai semnificativă cu cît elementul are grosimea pereților mai mici.



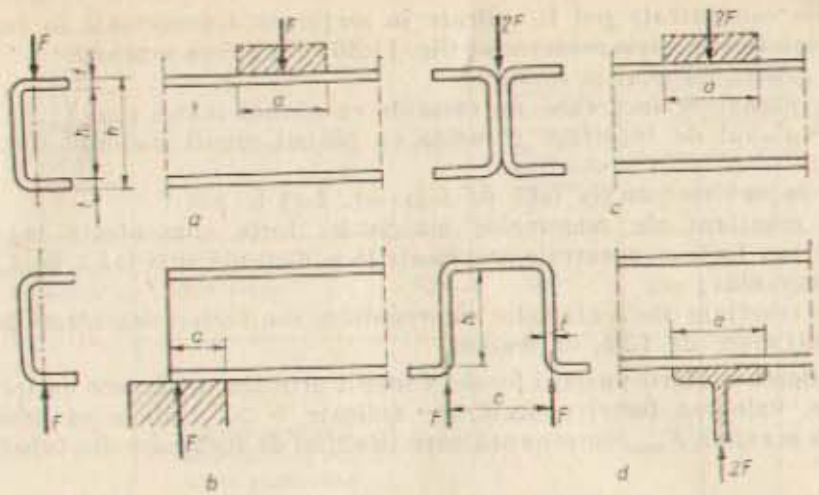


Fig. 11.30. Verificarea la voalare locală sub acțiunea forțelor concentrate

*Tabelul* 11.9

| Situația de încărcare | Valoarea forței concentrate $F_{max}$ [N] | Observații |
|---|---|---|
| cazul 1.a | $F_{max} = R\cdot t^2\left(4{,}905 + 0{,}211\frac{a}{t} - 0{,}001105\frac{a}{t}\cdot\frac{h_i}{t}\right)\cdot(1{,}33 - 0{,}33\cdot\varphi)$ | — $\varphi = R/220$<br>— aceste relații sînt valabile pentru cazul particular $r = t$ pentru $t \leqslant r \leqslant 4t$, relația 1.a se înmulțește cu : $\left(1{,}15 - 0{,}15\frac{r}{t}\right)$, iar relația 1.b cu : $\left(1{,}06 - 0{,}06\frac{r}{t}\right)$ |
| cazul 1.b | $F_{max} = R\cdot t^2\left(15{,}33 + 0{,}116\frac{a}{t} - 0{,}000452\frac{a}{t}\cdot\frac{h_i}{t} - 0{,}0252\frac{h_i}{t}\right)\cdot(1{,}22 - 0{,}22\varphi)$ | |
| cazul 2.a | $F_{max} = R\cdot t^2\left(7{,}1 + 0{,}93\sqrt{\frac{a}{t}}\right)$ | — |
| cazul 2.b | $F_{max} = R\cdot t^2\left(11{,}1 + 2{,}41\sqrt{\frac{a}{t}}\right)$ | — |

Notațiile din tab. 11.9 și fig. 11.30 reprezintă :
$F_{max}$ — forța maximă concentrată capabilă, în N ;
$R$ — rezistența de calcul a oțelului, în N/mm² ;
$t$ — grosimea peretelui, în mm ;
$h_i$ — înălțimea liberă a inimii, în mm ;
$a$ — lungimea de acțiune efectivă a forțelor concentrate, în mm ;
Dacă: $a > h_i$, în relația din prezentul tabel se înlocuiește $a$ cu $h_i$

Forțele concentrate pot fi aplicate în secțiunea transversală în raport cu poziția inimii și poziția reazemelor (fig. 11.30) după cum urmează :

- în raport cu poziția inimii :
  - planul de încărcare nu coincide cu planul inimii (fig. 11.30, *a*, *b*) ;
  - planul de încărcare coincide cu planul inimii secțiunii (fig. 11.30, *c* și *d*) ;
- în raport cu poziția față de reazeme, forțele pot fi :
  - reacțiuni ale reazemelor marginale, forțe concentrate la capătul consolei sau forțe concentrate amplasate la o distanță mai mică de $1{,}5h_i$ de axa reazemului ;
  - reacțiuni ale reazemelor intermediare sau forțe concentrate la o distanță mai mare de $1{,}5h_i$ de reazem.

În vederea evitării voalării locale a inimii grinzilor încărcate cu forțe concentrate, valoarea forței concentrate aplicate $F$ nu trebuie să depășească valoarea maximă $F_{max}$ corespunzătoare situației de încărcare din tabelul 11.9.

### 11.2.8. COMPORTAREA ȘI CALCULUL ELEMENTELOR SOLICITATE LA INCOVOIERE ȘI COMPRESIUNE

Comportarea elementelor din profile cu pereți subțiri supuse la compresiune și încovoiere este asemănătoare cu cea a barelor realizate din laminate la cald (vezi cap. 8 și 10), fiind influențată pe de o parte de modul de alcătuire a secțiunilor (pereți supli), iar pe de altă parte de interacțiunea stabilitate generală — stabilitate locală (voalare pereți).

Calculul practic prevăzut în STAS 10108/2-83 se bazează pe folosirea relațiilor de interacțiune. Dacă bara nu are pereți la care suplețea limită este depășită, calculul se conduce ca la laminatele la cald (v. cap. 10 și STAS 10108/0-78).

Dacă suplețele maxime ale pereților depășesc pe cele limită, calculul se efectuează conform prevederilor STAS 10108/2-83.

### 11.2.9. CALCULUL ÎMBINĂRILOR

*Îmbinările sudate în adâncime și în relief* se verifică cu aceleași relații de calcul ca și la profilele laminate la cald (v. cap. 4), folosind rezistențele de calcul din tabelul 11.10.

*Îmbinările sudate prin puncte* se verifică astfel :

- îmbinările acționate de forțe în planul suprafețelor de contact (în planul îmbinării) :

$$N \leqslant n \cdot N_f ; \qquad N \leqslant n \cdot N_p \tag{11.69}$$

în care : $N$ este efortul de calcul care solicită îmbinarea ; $N_f$ — efortul capabil la forfecare a unui punct de sudură ; $N_p$ — efortul capabil la desprinderea din materialul de bază, a unui punct de sudură ; $n$ — numărul punctelor de sudură.

Eforturile capabile ale unui punct de sudură se determină cu relațiile :
la forfecare :

$$N_f = n_f \cdot \frac{\pi \cdot d^2}{4} \cdot R_f^s ; \tag{11.70}$$



*Tabelul 11.10*

| Nr. crt. | Tipul cordonului de sudură | Solicitarea | Simbol | Coeficient „γ" aplicat în raport cu „R" a materialelor sudate | Rezistențele de calcul N/mm², pentru suduri la elemente din oțel | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | | OL 34 | OL 37 | OL 44 | OL 52 |
| 1 | Sudură în adâncime (cap la cap) (1) | Compresiune | $R_c^s$ | 1,00 | 200 | 220 | 260 | 315 |
| 2 | | Întindere :<br>a) sudură electrică automată și manuală controlată cu Roentgen sau raze γ | $R_t^s$ | 1,00 | 200 | 220 | 260 | 315 |
| 3 | | b) idem, când se face numai cu control vizual | $R$ | 0,8 | 160 | 175 | 210 | 250 |
| 4 | | Forfecare | $R_f^s$ | 0,6 | 120 | 130 | 155 | 190 |
| 5 | Sudură în relief (de colț) | Forfecare | $R_f$ | 0,7 | 140 | 155 | 180 | 220 |
| | Puncte de sudură prin presiune sau topire | Forfecare | $R_f^p$ | 0,65 | 130 | 145 | 170 | 205 |
| | | Desprindere din materialul de bază<br>a) o secțiune de forfecare | $R_p^s$ | 1,80 | 360 | 395 | 470 | 565 |
| | | b) două secțiuni de forfecare | $R_p^s$ | 2,5 | 500 | 550 | 650 | 780 |

Observații : Pentru cordoane de sudură cap la cap, sudura trebuie să fie pătrunsă sau completată prin resudarea rădăcinii. În cazul când sudura nu este pătrunsă, valorile rezistențelor de calcul din tabelul 11.10 se multiplică cu 0,8 la grosimi până la 3 mm inclusiv și cu 0,7 la grosimi mai mari.

— la desprindere :

$$N_p = t_{min} \cdot d \cdot R_p^s. \tag{11.71}$$

în care : $R_f^s$, $R_p^s$ sînt rezistențele de calcul la forfecare, respectiv desprindere (tab. 11.10) ;

$n_f$ — numărul secțiunilor de forfecare ;

$t_{min}$ — grosimea celui mai subțire element din pachet ;

$d$ — diametrul punctului de sudură.

Diametrul punctului de sudură $d$ se stabilește în funcție de grosimea minimă $t_{min}$ a elementului de sudat și de diametrul electrodului $D$ cu formulele :

$$d = 5\sqrt{t_{min}}\,; \quad d \leqslant 0{,}9D\,; \tag{11.72}$$

● îmbinările solicitate de forțe perpendiculare pe suprafețele de contact se verifică la deslipirea punctului de sudură :

$$N \leqslant n \cdot N_d\,; \quad N_d = \frac{\pi \cdot d^2}{4} \cdot R_d^s, \tag{11.73}$$

în care : $d$ reprezintă diametrul punctului de sudură, iar $R_d^s$ — rezistența de calcul de deslipire a sudurii, determinată (acoperitor) cu formula : $R_d^s \cong 0{,}3\ R_c^s$ ; ($R_c^s$ din tab. 11.10).

*Îmbinările cu nituri* (bătute la cald) sau *șuruburi obișnuite, șuruburi de înaltă rezistență* și *șuruburi speciale* se calculează conform prevederilor din capitolele 5 și 6 (v. și STAS 10108/0-78) cu rezistențele de calcul prevăzute în tabelul 11.11.

*Tabelul 11.11*

| Tipul de îmbinare | Solicitarea | Simbol | Coeficient $\gamma$ aplicat față de $R$ | Rezistențe de calcul, în N/mm²: Forfecare și întindere în tijă pentru nitul sau șurubul din grupa : (OL 31) – | (OL 37) 4.6 | (OL 44) 5.6 | (–) 6.6 | Presiune pe pereții găurii pentru construcții din mărcile : OL 34 | OL 37 | OL 44 | OL 52 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Nituri bătute la cald și șuruburi grosolane, semiprecise sau precise, în găuri obișnuite (îmbinări nepăsuite) | Forfecare | $(R_f^n)$ | (0,8) | (150) | (170) | (200) | ( ) | – | – | – | – |
| | | $R_f^s$ | 0,6 | – | 130 | 160 | 180 | | | | |
| | Presiune pe pereții găurii | $(R_p^n)$ | (2,0) | (–) | (–) | (–) | (–) | (390) | (420) | (500) | (600) |
| | | $R_p^s$ | 1,6 | – | – | – | – | 320 | 350 | 415 | 500 |
| | Întindere în tijă | $(R_t^n)$ | (0,4) | (70) | (85) | (100) | (–) | – | – | – | – |
| | | $R_t^s$ | 0,8 | – | 170 | 210 | 240 | | | | |

Observație : cifrele din paranteză se referă la nituri obișnuite, bătute la cald.



Îmbinările cu nituri bătute la rece se calculează cu rezistențele de calcul din tabelul 11.11 înmulțite cu coeficientul 0,9 pentru cele aplicate în găuri obișnuite și cu coeficientul 0,8 pentru cele aplicate în găuri ștanțate.

La sudurile prin puncte și la îmbinările cu șuruburi și nituri, la care distanțele maxime $e$ sînt depășite, rezistențele de calcul pe pereții găurii $R_p$ se determină cu relația :

$$R_p = \left(0{,}1 + \frac{3 \cdot d}{e}\right) R. \tag{11.74}$$

Calculul îmbinărilor cu mijloace de prindere speciale (șuruburi autofiletante, nituri oarbe, bolțuri aplicate prin împușcare, lipire etc.), se efectuează pe baza unor prescripții speciale (vezi STAS 8795-71 ; STAS 9344/5-73 ; STAS 4020-53 și Îndrumătorul C. 172-79 etc.).

CAPITOLUL 12

# GRINZI CU ZĂBRELE

## 12.1. ALCĂTUIRE GENERALĂ. SISTEME

Grinzile cu zăbrele sînt folosite în construcții metalice pe o scară largă, într-o varietate foarte mare de forme, reprezentînd structuri rigide și economice din punctul de vedere al consumului de material.

Asemenea structuri sînt formate din bare, considerate a fi prinse articulat în noduri, axele barelor aflîndu-se în același plan. În ansamblul lor grinzile cu zăbrele lucrează la încovoiere, urmărindu-se ca încărcarea să se facă pe cît posibil în noduri, cînd în bare rezultă numai eforturi axiale. În cazul cînd încărcarea este dispusă și pe distanța dintre noduri, pe lîngă eforturi axiale, în bare se produc și momente încovoietoare. Datorită faptului că prinderea barelor în noduri se realizează prin sudură sau șuruburi, ceea ce constituie o legătură rigidă, în bare apar inevitabil și momente încovoietoare ale căror efecte pentru cazurile obișnuite se pot neglija. Totuși pentru barele cu secțiuni mari și lungime mică, care au o rigiditate mare, efectul momentelor încovoietoare trebuie luat în considerare.

La proiectarea unor structuri cu zăbrele raționale și economice este necesar să se aibă în vedere următoarele considerente :

— grinda cu zăbrele trebuie să aibă cît mai puține noduri, acestea conducînd la un consum însemnat de material și manoperă ;

— barele comprimate să fie cît mai scurte ;

— evitarea unghiurilor mici între zăbrele și tălpi ; înclinarea acestora să fie cît mai apropiată de 45° și să nu depășească limitele 30...60° ;

— posibilitatea executării grinzilor în tronsoane transportabile.

Clasificarea grinzilor cu zăbrele poate fi făcută în funcție de diverse criterii : forma grinzii, modul de dispunere a zăbrelelor, sistem static etc. În figura 12.1 sînt prezentate cîteva tipuri de grinzi cu zăbrele.

Fermele de formă triunghiulară (fig. 12.1, *a*) cu înclinare mare a tălpilor au fost folosite pentru deschideri mici, 8...12 m, avînd înălțimea $h$ mare.

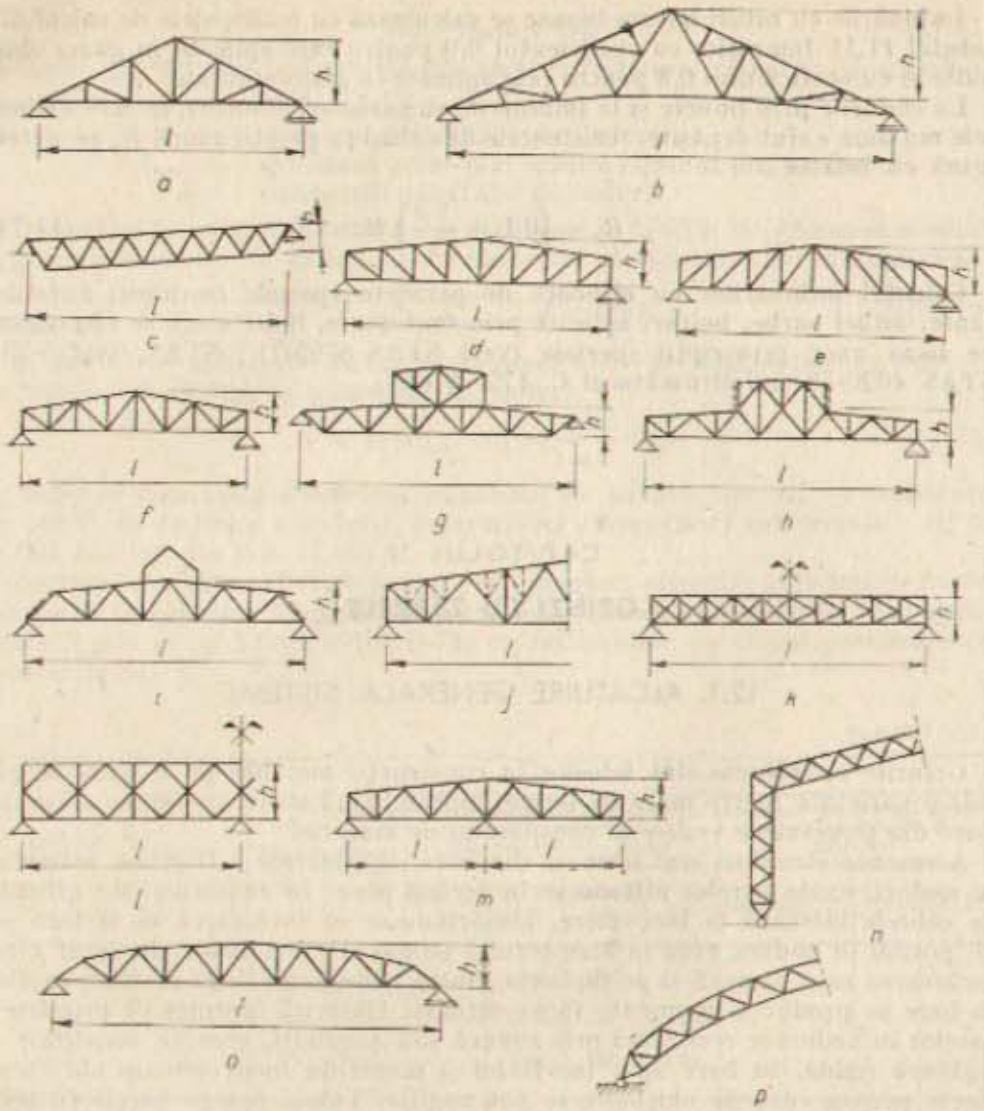


Fig. 12.1. Tipuri de grinzi cu zăbrele.

Pentru majorarea deschiderii, 18...24 m, s-au alcătuit sisteme din două grinzi triunghiulare, legate la mijlocul deschiderii printr-un tirant, grinzi Polonceau (fig. 12.1, *b*). Pentru şarpantele halelor industriale se folosesc ferme — grinzi cu zăbrele, de diverse forme, avînd înclinarea mică a tălpilor superioare (fig. 12.1, *c*...12.1, *o*), care poate fi continuă sau frîntă (fig. 12.1, *g* şi 12.1, *i*) sau poligonală (fig. 12.1, *o*). Pentru sisteme de contravîntuiri se folosesc sisteme cu tălpi paralele (fig. 12.1, *l* şi 12.1, *m*).

Zăbrelirea poate fi realizată numai cu diagonale (sistem triunghiular) (fig. 12.1, *c*), cu montanţi şi diagonale descendente (fig. 12.1, *d*), cu diagonale ascendente (fig. 12.1, *e*) şi cu montanţi şi diagonale dispuse alternativ (fig. 12.1, *f*...12.1, *j*). Pentru contravîntuiri se obişnuieşte să se folosească sisteme cu montanţi şi diagonale încrucişate sau sistem K (fig. 12.1, *k*) ori sistem rombic (fig. 12.1, *l*). În cazul grinzilor cu deschidere mare, în scopul reducerii distanţei



dintre nodurile tălpii superioare pentru folosirea unor panouri raţionale de învelitoare şi reducerea lungimii de flambaj a tălpii comprimate, se poate folosi sistemul cu subîmpărţire, creîndu-se noduri suplimentare (fig. 12.1, *j*). Cînd pentru ferme — grinzi cu zăbrele, se prevăd luminatoare longitudinale, acestea pot constitui structuri independente de cea a fermelor (fig. 12.1, *g*), sau pot face parte din cea a fermei (fig. 12.1, *h*).

Ca sisteme cu zăbrele se pot realiza şi structurile sub formă de cadre sau arce (fig. 12.1, *r* şi *p*).

Din punct de vedere static, structurile cu zăbrele pot fi static determinate sau nedeterminate, exterior (fig. 12.1, *m*) sau interior (fig. 12.1, *h*).

În modul de dispunere a zăbrelelor trebuie să se ţină seama ca sistemul să fie stabil, să nu devină mecanism.

Dimensiunile principale ale grinzilor cu zăbrele sînt deschiderea şi înălţimea. Deschiderea se alege în funcţie de condiţii tehnologice, de exploatare, iar înălţimea reprezintă o fracţiune din deschidere şi se adoptă în funcţie de forma grinzii, mărimea încărcărilor etc.

## 12.2. CALCULUL BARELOR

După calculul eforturilor din barele grinzii cu zăbrele, analitic sau grafic prin metodele oferite de mecanica construcţiilor, în ipoteza că barele sînt articulate în noduri, se alege secţiunea barelor în funcţie de mărimea şi felul eforturilor (întindere sau compresiune şi în unele cazuri şi momente încovoietoare).

Pentru barele întinse se vor adopta secţiuni pentru care materialul este concentrat faţă de axa de greutate, iar pentru cele comprimate să fie cît mai depărtat, pentru obţinerea unei raze de inerţie cît mai mari, favorabilă atenuării fenomenului de flambaj. În acest fel sînt indicate secţiunile de formă tubulară (ţevi rotunde sau rectangulare). Cînd eforturile axiale sînt însoţite şi de momente încovoietoare, secţiunea se alege astfel încît să prezinte rigiditate şi la asemenea eforturi.

Secţiunile barelor vor trebui ca să aibă cel puţin o axă de simetrie, care să se găsească în planul grinzii. Verificarea secţiunilor se efectuează în conformitate cu cele prevăzute în § 10.2.4.

La verificarea barelor comprimate o atenţie deosebită trebuie acordată la stabilirea lungimii de flambaj, care depinde de modul de prindere a barelor la capete.

Pentru tălpile comprimate, lungimea de flambaj în planul grinzii $l_{fx}$ se consideră distanţa dintre nodurile teoretice, iar în planul normal grinzii $l_{fy}$, distanţa între punctele de legătură a acesteia cu alte elemente rigide — pane, contravîntuiri etc. (fig. 12.2). În cazul variaţiei eforturilor în talpă între punctele de fixare, verificarea tensiunii în talpă se face pentru efortul maxim din figura 12.2, luîndu-se în calcul o lungime de flambaj redusă:

$$l_{fy} = l_{s1}\left(0{,}75 + 0{,}25\,\frac{S_1}{S_2}\right), \qquad (12.1)$$

care depinde de mărimea şi semnul celor două eforturi. În (12.1) eforturile se introduc cu semnele lor şi s-a considerat $S_1 < S_2$.

La stabilirea lungimii de flambaj a diagonalelor şi montanţilor în planul grinzii este necesar să se considere rigiditatea lor în raport cu cea a tălpilor, îndeosebi a tălpii întinse. Astfel înspre mijlocul deschiderilor, lungimea dia-

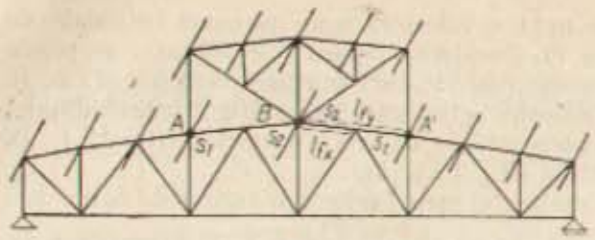



Fig. 12.2. Lungimi de flambaj la grinzile cu zăbrele.

gonalelor este mare, efortul și secțiunea mică, deci zvelțețea mare, în timp ce în tălpi eforturile și secțiunile sînt mari, respectiv rigiditatea lor este mare, astfel încît prinderea diagonalelor se apropie de încastrare. Înspre reazeme situația este inversă, diagonalele au eforturi și secțiuni mari, lungimi mai mici, deci rigiditate mare, iar tălpile au eforturi mai reduse și secțiuni mici, iar prinderea diagonalelor în tălpi se poate considera articulație. Astfel, pentru diagonale și montanți se poate considera în planul grinzii lungimea de flambaj $l_{fx}$ mai mică decît lungimea teoretică, chiar pînă la $0.8l$. În planul grinzii se poate aprecia că lungimea de flambaj este egală cu distanța dintre centrele de greutate ale prinderilor în noduri (șuruburi, sudură), dar nu mai mică de $0,8l$. Pentru diagonalele și montanții de reazem comprimați normele prevăd ca lungimea lor de flambaj să se adopte egală cu cea teoretică pe considerentul expus mai sus. Pentru lungimea de flambaj a tuturor diagonalelor și montanților, în plan normal pe planul grinzii, se ia lungimea lor teoretică, avînd în vedere rigiditatea redusă a gusecelor în raport cu acest plan. În tabelele 17, 18 și 19 din STAS 10108/0-78 sînt prezentate și alte cazuri în legătură cu stabilirea lungimii de flambaj.

## 12.3. PRINDEREA BARELOR ÎN NODURI

Barele se prind în noduri prin intermediul niturilor, sudură sau al șuruburilor, pentru prinderi ce se realizează pe șantier sau pentru grinzi demontabile. Cele mai des folosite sînt prinderile sudate.

În cazul prinderii barelor în noduri cu șuruburi, numărul elementelor de prindere $n$ se determină cu relația :

$$n = \frac{N_{max}}{N_b}, \qquad (12.2)$$

unde $N_{max}$ este efortul maxim din bară ; iar $N_b$ — efortul capabil al șurubului.

Pentru cazurile cînd se prevede o posibilă creștere a efortului în bare, pînă la capacitatea lor portantă la întindere, $N_{cap} = A_n R$, respectiv la compresiune, $N_{cap} = A\varphi_{min}R$, numărul elementelor de prindere se stabilește cu relațiile

$$n = \frac{A_n \cdot R}{N_b}, \text{ respectiv } n = \frac{\varphi \cdot A \cdot R}{N_b} \qquad (12.3)$$

unde $A_n$, $A$ sînt aria netă, respectiv brută a barei ; $N_b$ — efortul capabil al șuruburilor conf. prevederilor din cap. 6 ; $\varphi$ — coeficientul minim de flambaj.

Axarea barelor grinzilor cu șuruburi cu eforturi importante se face după axa lor de greutate, iar prinderea în nod după linia șuruburilor. O asemenea



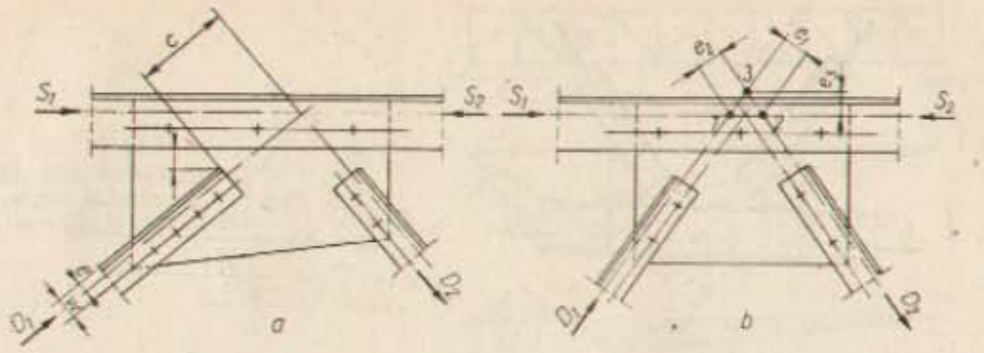



Fig. 12.3. Centrarea în noduri a zăbrelelor grinzilor cu șuruburi.

dezaxare dintre efortul din bară și prinderea cu șuruburi în nod are ca efect suprasolicitarea șuruburilor de prindere, dar nu și a barei (fig. 12.3, *a*).

În cazul axării barelor după linia șuruburilor (fig. 12.3, *b*), axele lor de greutate se intersectează în nod în puncte diferite. În nod rezultă momente care se distribuie barelor proporțional cu rigiditățile lor, producînd eforturi suplimentare. O asemenea axare este admisă numai pentru barele cu eforturi mai reduse în care caz se simplifică și execuția nodului.

La prinderea barelor în noduri se adoptă distanțe minime între șuruburi.

În cazul prinderilor cu cusături de colț, îndeosebi a cornierelor, aria cusăturilor de sudură se dispune astfel încît centrul lor de greutate să se afle pe axa barei, adică

$$A_s = \frac{N_{max}}{R_f^s} = A_1^s + A_2^s = a_1 l_1 + a_2 l_2, \text{ iar } \frac{a_1 l_1}{a_2 l_2} = \frac{e_2}{e_1}. \qquad (12.4)$$

În mod analog se poate determina aria sudurii din efortul capabil al barei la întindere, respectiv la compresiune.

Dacă sudura nu se poate realiza în raportul de mai sus, atunci la muchia cornierei se prevede sudura rezultată din calcul, iar la marginea aripei o sudură constructivă, mai mare decît cea rezultată din calcul.

La prinderea cornierelor de guseu, distribuția ariei cusăturii de sudură se poate face și în modul cum este indicat în figura 12.4, *b*. Barele care alcă-

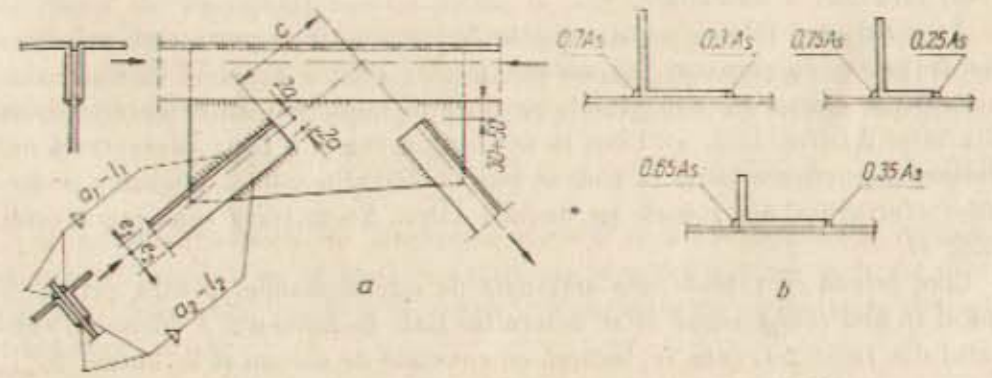



Fig. 12.4. Centrarea în noduri a zăbrelelor grinzilor sudate.

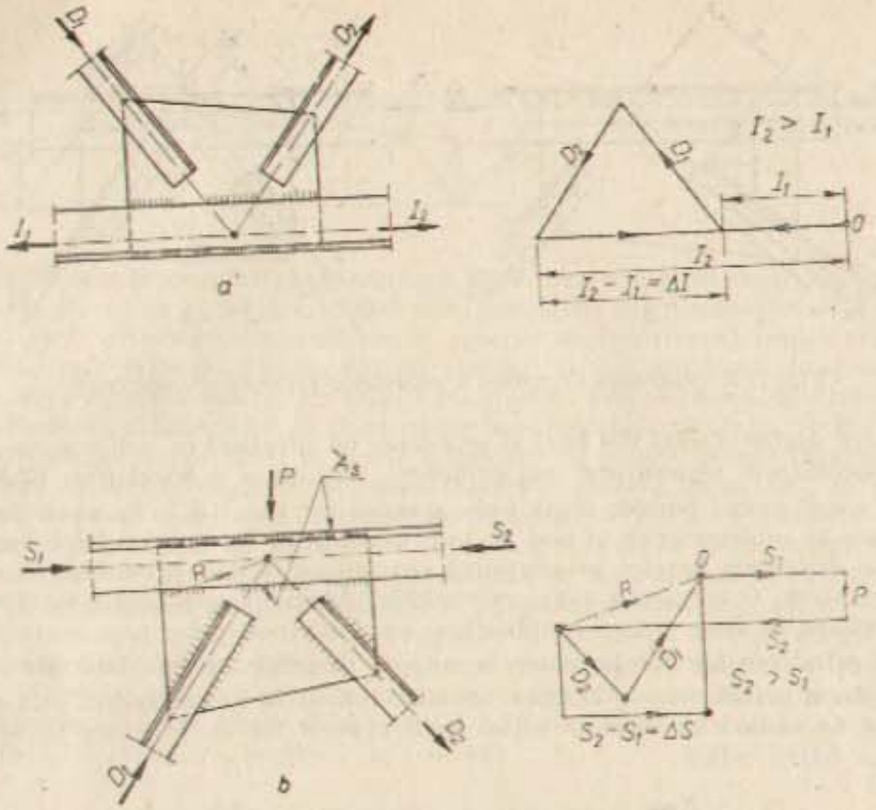



Fig. 12.5. Prinderea guseelor la noduri.

tuiesc zăbrelele se apropie cît mai mult de nodul teoretic, lăsindu-se totuşi o distanţă suficientă pînă la aripa cornierelor tălpii, 30...50 mm, pentru a se evita influenţa reciprocă a cordoanelor de sudură.

Pentru a reduce din lungimea de suprapunere pe guseu a zăbrelelor, acestora li se poate prelucra aripa din planul guseului, sau pentru eliminarea craterelor finale ale cusăturilor acestea se prelungesc pe partea frontală a cornierelor pe o lungime egală cu $2a$.

Axarea barelor grinzilor sudate se face totdeauna după linia lor de greutate, fără nici o dificultate.

În cazul cînd tălpile grinzii cu zăbrele trec continuu peste nod, prinderea lor în guseu, cu şuruburi sau sudură, se face pentru un efort egal cu suma proiecţiilor eforturilor din zăbrele pe direcţia tălpii sau diferenţa eforturilor din tălpi $\Delta I$ (fig. 12.5, *a*). Cînd în nod acţionează şi o forţă concentrată importantă, prinderea tălpii în nod se face la efortul rezultant din suma proiecţiilor eforturilor din zăbrele pe direcţia tălpii $\Delta S$ şi forţa concentrată (fig. 12.5, *b*).

Cînd grinda cu zăbrele este acţionată de sarcini mobile, pentru prinderea tălpii în nod este necesar să se determine linia de influenţă a diferenţei eforturi din talpă $\Delta I$, care se încarcă cu convoiul de sarcini şi se obţine $\Delta I_{max}$ cu care se calculează apoi elementele de prindere ale tălpii în nod (fig. 12.6).



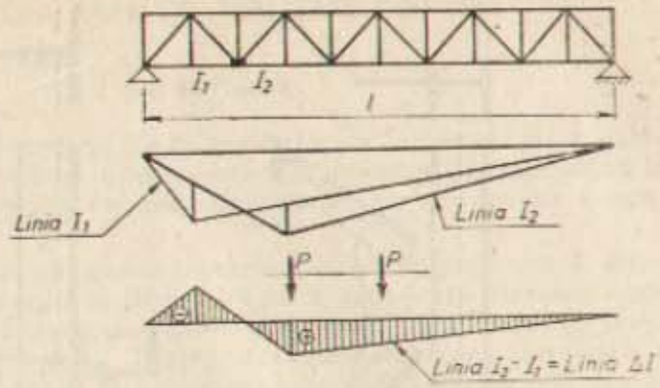



Fig. 12.6. Prinderea în nod a tălpii inferioare în cazul unor încărcări mobile.

În figura 12.7 sînt prezentate rezolvări constructive de prinderi în noduri, prinderi directe sau prin intermediul guseelor. În construcţii civile şi industriale se folosesc în majoritatea cazurilor grinzi cu zăbrele sudate.

Alcătuirea nodurilor trebuie să fie cît mai simplă, să se evite suprapunerea cusăturilor de sudură, care produc concentratori de tensiuni şi pot genera fisuri.

Guseele au rolul de a asigura prinderea barelor în noduri, contribuind totodată la echilibrarea eforturilor acestora. La determinarea formei şi dimensiunilor guseelor, elemente solicitate foarte neuniform şi complex, trebuie să se ţină seamă de următoarele principii:

— dimensiunile guseelor să fie minime;

— forma guseelor să fie astfel proiectată încît fabricaţia lor să fie cît mai simplă; se urmăreşte ca forma lor să fie o figură geometrică regulată, avînd cel puţin două laturi paralele;

— colţurile guseelor să se găsească în interiorul bărelor, la limită pe conturul acestora;

— nu se admit unghiuri întrînde, iar în cazul cînd nu se pot evita, ele trebuie racordate cu o rază cît mai mare;

— echilibrarea eforturilor în guseu să se facă astfel încît să nu fie depăşite rezistenţele de calcul.

Grosimea guseelor este dată de mărimea celui mai mare efort care rămîne în guseu din ansamblul barelor prinse în nod.

Este necesar ca grinzilor cu zăbrele să li se verifice şi deformaţia, care nu trebuie să depăşească valoarea stabilită de normative. Săgeata este funcţie de deschiderea şi importanţa grinzii. Ea se calculează cu relaţia cunoscută:

$$f = \sum \frac{\bar{n}_i N_i}{EA_i} l_i \leqslant f_r, \tag{12.5}$$

Grinzilor cu zăbrele de deschidere mare li se dă o deformaţie de semn opus celei produsă de încărcările exterioare, a cărei mărime se ia cel puţin egală cu deformaţia produsă de încărcările permanente şi jumătate din cele temporare, adică:

$$f_c = f_g + f_p/2. \tag{12.6}$$

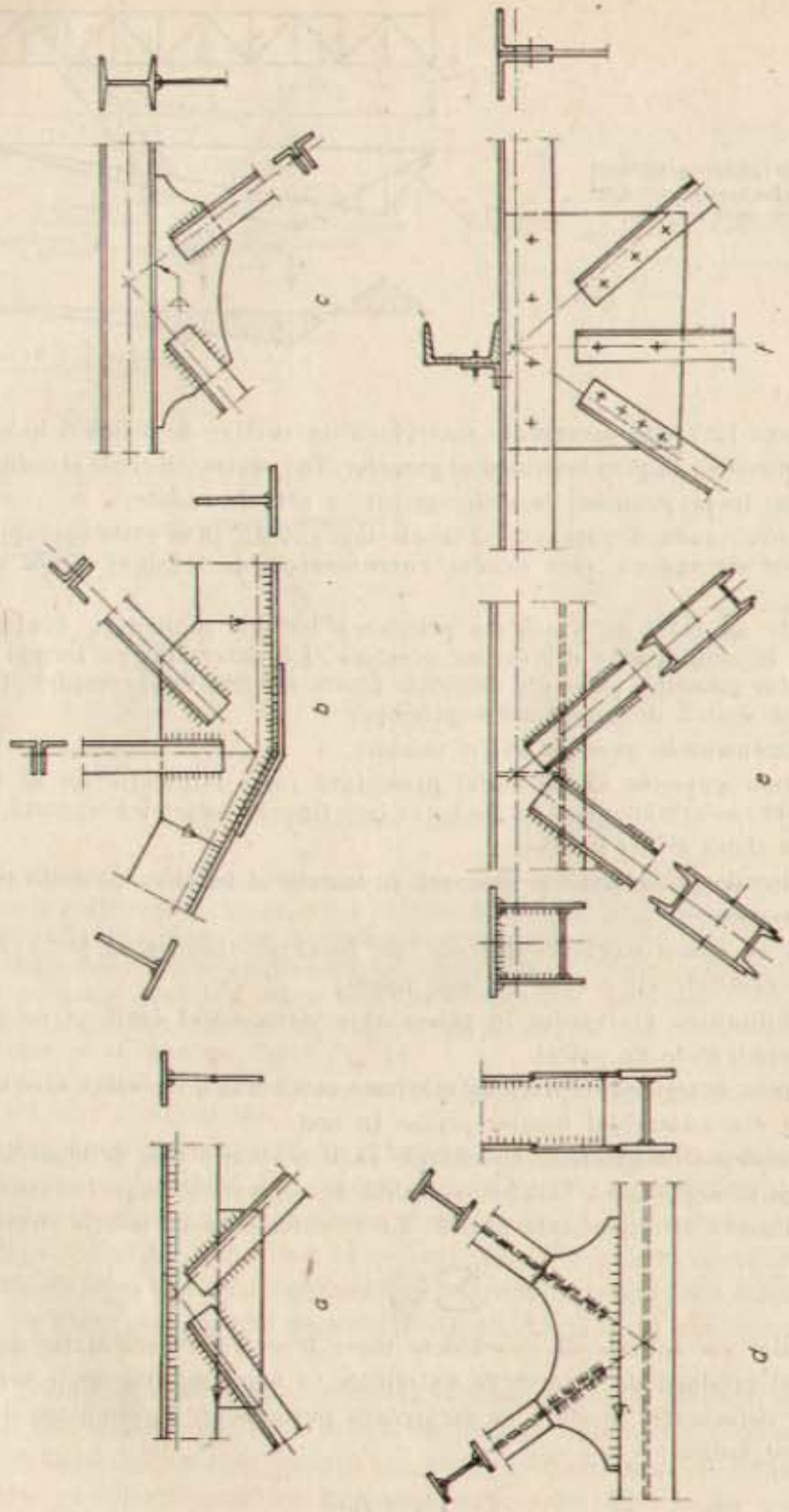



Fig. 12.7. Rezolvări constructive de prinderi la noduri.

## 12.4. PRINDEREA BARELOR REALIZATE DIN ȚEVI

### 12.4.1. ȚEVI ROTUNDE

Prinderea barelor din țevi poate fi realizată cu ajutorul unor gusee (fig. 12.8) sau direct. Prinderea directă este mai avantajoasă, conducînd la un consum de metal mai redus, dar necesită o prelucrare mai precisă a capetelor barelor.

La alcătuirea nodurilor cu gusee capetele țevilor se prelucrează astfel încît să se poată realiza cordoane de sudură cu o capacitate portantă egală cu a țevii ; în acest scop la marginea guseului sudura va fi întoarsă pe țeavă realizînd continuitatea prinderii. Pentru a evita coroziunea interioară a țevilor, capetele acestora vor fi închise etanș prin deformare la cald sau cu ajutorul unor capace. Pentru calcul, lungimea cordoanelor se va lua $4l$, (fig. 12.8) neglijînd sudura capetelor.

Prinderea directă se poate realiza prin : tăierea plană a capătului țevii ; tăierea după linia de intersecție ; aplatisarea capătului țevii. La prinderea directă fără aplatisare se vor respecta următoarele reguli :

— pentru a evita efectul deformărilor este necesar ca diferența între diametrele țevilor care se îmbină să nu fie prea mare ; în acest sens raportul $d/D$ se va lua mai mare ca 0,4 putînd coborî pînă la 0,25 în cazul unor eforturi în diagonală reduse mult sub nivelul efortului capabil ;

— pentru a realiza o interacțiune favorabilă între cele două diagonale și talpă și a evita deformările locale ale peretelui tălpii, spațiul liber dintre cele două zăbrele se va lăsa cît mai mic, dar nu mai puțin de $g \geqslant 10$ mm, distanța necesară realizării corecte a sudurilor de prindere (fig. 12.9, *b*) ; în cazul cînd zăbrelele se intersectează, diagonala întinsă se va suda direct de talpă, iar diagonala comprimată se va tăia și suda pe contur de diagonala întinsă ; dacă cele două diagonale au diametre cu valori apropiate, printr-o tăiere corespunzătoare se va asigura prinderea reciprocă a diagonalelor și respectiv de talpă (fig. 12.9, *c* și *d*) ;

— în funcție de înclinarea zăbrelelor în raport cu talpa, centrarea diagonalelor se face pe axa tălpii sau cu o excentricitate $e$ înspre zăbrele. Această descentrare înspre zăbrele conduce la o comportare mai bună decît cea de sens contrar, deoarece creează o prindere mai concentrată și mai rigidă. în care eforturile se transmit parțial direct de la o diagonală la alta ; dacă excentricitatea nu depășește $1/3\,D$ efectul ei este redus și poate fi neglijat (fig. 12.9, *c* și *d*).

În figura 12.9, *e* este arătat modul în care se alcătuiește un nod în care trebuie transmise încărcări. În figurile 12.9, *f* și *g* sînt arătate rezolvări ale nodurilor în care se întîlnesc trei zăbrele.

În măsura posibilităților se urmărește să se evite tăierea curbă (spațială) a extremității diagonalelor. Tăierea capetelor diagonalelor printr-un plan înclinat cu unghiul 0 față de axa țevii se poate admite atunci cînd spațiul dintre peretele tălpii și diagonală nu depășește 3 mm, acesta putînd fi acoperit de cordonul de sudură (fig. 12.10, *a*). În vederea evitării tăierilor curbe se admite și aplatisarea parțială a diagonalelor pînă la o lățime $d_1 \geqslant 0{,}6\,d$ (fig. 12.10, *b* și *c*).

Sudarea diagonalelor de tălpi se poate face cu sudură cap la cap (în adîncime) prelucrînd prin teșire extremitățile pereților țevii în mod corespunzător (șanfrenare). Se preferă însă prinderea cu cordoane în relief care nu

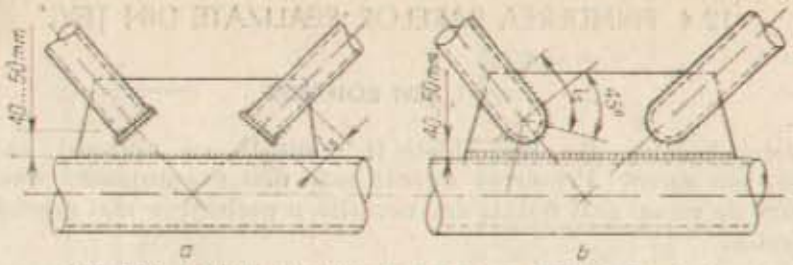


Fig. 12.8. Noduri cu gusee la grinzi cu zăbrele din țevi.

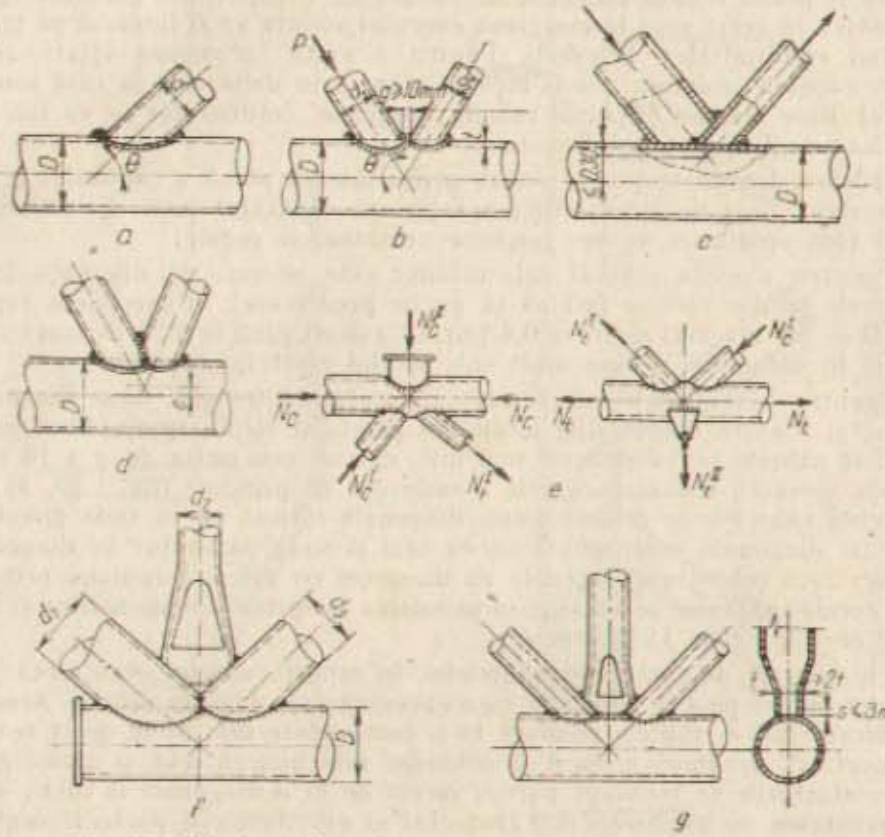


Fig. 12.9. Prinderea directă la noduri a barelor realizate din țevi.

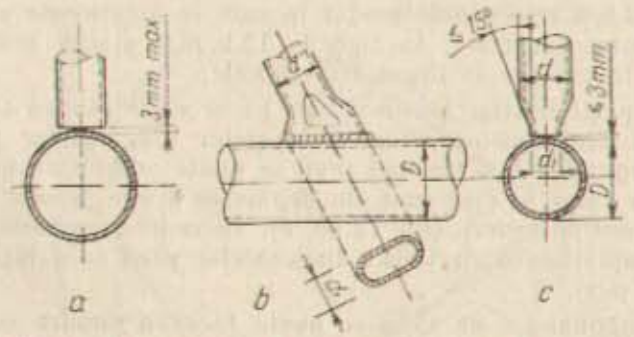


Fig. 12.10. Prelucrarea capetelor de țeavă la prinderi directe.



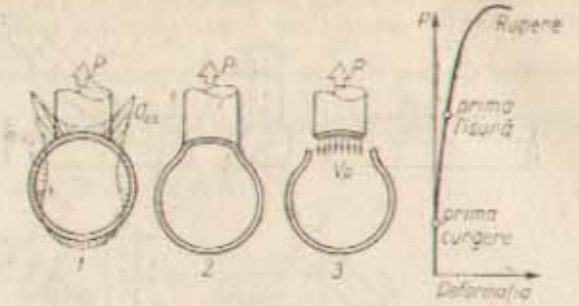


Fig. 12.11. Rezerva de rezistență (plastică) a îmbinărilor tubulare : 1, 2, 3 — dezvoltarea deformațiilor.

face necesară prelucrarea în grosime a peretelui. Cusăturile sudate în relief vor avea grosimea *a* de minimum 3 mm ; grosimea maximă se admite egală cu grosimea peretelui țevii deoarece cordoanele se execută numai de pe o parte.

*Studii mai recente efectuate în diferite țări* au pus în evidență capacitatea de rezistență sporită a nodurilor cu prindere directă. Încercările au arătat rezerva de rezistență plastică a unor astfel de prinderi, ceea ce face ca atingerea locală a limitei de curgere în punctele cu concentrări de eforturi datorită modului de alcătuire a îmbinării să nu fie periculoasă. Cedarea la solicitarea de întindere se produce după ce în îmbinare s-au dezvoltat importante deformații plastice (fig. 12.11) și respectiv după ce a apărut prima fisură. În cazul compresiunii deformațiile plastice sînt de sens contrar fără a apare o rupere propriu-zisă.

Din încercări efectuate pe noduri cu diferite tipuri de excentricități (fig. 12.12) a rezultat de asemenea efectul favorabil al excentricităților negative (spre zăbrele) ; între cazurile extreme pot exista diferențe de la simplu la dublu. Cînd grosimea cordoanelor de colț este egală cu a țevii ruperea se produce în mod diferit ; dacă între diagonale există o anumită distanță, atunci ruperea se produce după dezvoltarea unor importante deformații plastice în metalul de bază al tălpii lîngă sudură. În cazul diagonalelor care se suprapun ruperea se produce în sudura de prindere a celor două diagonale sau în diagonala întinsă propriu-zisă în zona influențată termic de sudură. Ruperea nu apare niciodată în sudurile diagonalelor comprimate.

Stabilirea unor relații de calcul care să exprime cît mai exact fenomenul real atît pentru bare, cît și pentru îmbinări este destul de dificilă. Formulele propuse în diferite norme sau studii, bazate în mare măsură pe rezultate experimentale și pe încercări de generalizare teoretică, conduc la rezultate cu

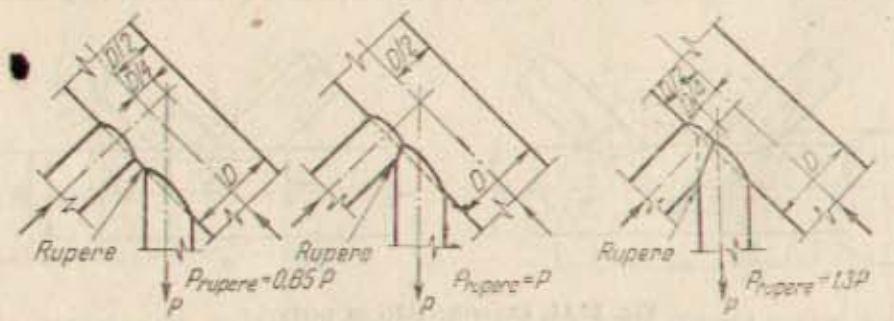


Fig. 12.12. Influența excentricității la noduri.

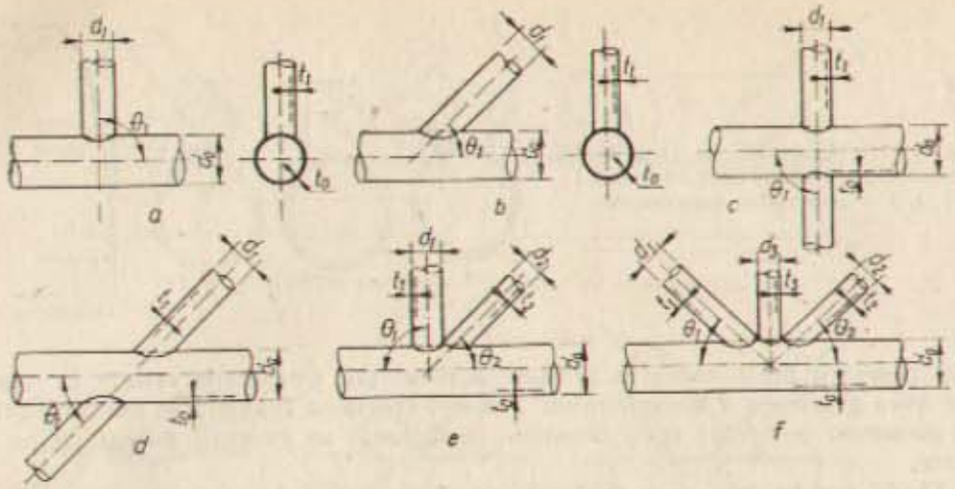


Fig. 12.13. Diferite tipuri de alcătuire a nodurilor :
a — în T ; b — în Y ; c, d — în X (cruce) ; e — în N ; f — în K.

o împrăștiere relativ mare. Foarte multe formule nu se preocupă de capacitatea portantă a sudurilor propriu-zise, care se consideră practic cel puțin de egală rezistență cu diagonala întinsă, în caz că sudura are grosimea $a = t_{atag}$.

Majoritatea normelor de proiectare admit pentru zăbrelele comprimate cu prindere directă de tălpi $l_f = 0{,}9l$.

Calculul prinderilor conform normelor franceze N.F.-P22-250 din 1978 [S.14] apare în prezent ca cel mai bine pus la punct din literatura tehnică oficială de specialitate. Normele se bazează pe interpretarea a numeroase cercetări teoretice și experimentale efectuate pe plan mondial. În cele ce urmează sînt prezentate relațiile de calcul și comentariile respective privind fenomenul fizic pe care aceste norme îl interpretează.

Din punctul de vedere al alcătuirii nodurilor, se disting tipurile reprezentate în figura 12.13; în figuri s-au reprezentat și notațiile utilizate în relațiile de calcul. În cazul cînd diagonalele nu se suprapun (fig. 12.14, *a*) este indicat ca să se păstreze un interval $g_{min} \geq 10$ mm pentru a se putea realiza suduri corespunzătoare. În cazul cordoanelor de sudură groase, spațiul real $g$ este sensibil redus față de spațiul teoretic ; în calcule se ține însă seama de valoarea $g$ teoretică.

Dacă rezultă o suprapunere a diagonalelor ea poate fi corelată eventual cu o excentricitate $e$ spre zăbrele (definită ca excentricitate negativă — fig. 12.14, *b*).

Verificarea nodurilor se face pe baza solicitării ultime (de cedare plastică) și este definită în raport cu limita de curgere $\sigma_c$ a oțelului care în normele franceze este admisă drept rezistență de calcul. Cedarea se poate produce prin : ruperea prin forfecare ; excesul de deformație plastică ; voalare.

În cele ce urmează se consideră că efortul capabil $N_1$ este de compresiune, iar $N_2$ de întindere

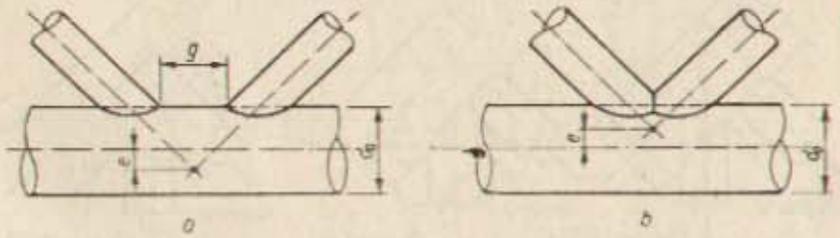


Fig. 12.14. Excentricități la noduri :
*a* — pozitivă ; *b* — negativă.



Nodurile la care diagonalele nu se suprapun (fig. 12.15), se verifică în două situații de cedare :
— cedarea prin forfecarea pereților barei principale (tălpii) sub acțiunea eforturilor din fiecare element de zăbrelire ;
— cedarea barei principale prin excesul de deformație plastică sau prin voalarea peretelui barei principale (tălpii).

Se obțin astfel două eforturi capabile pentru fiecare bară de zăbrelire ; se consideră ca determinantă valoarea minimă.

Relațiile de calcul pentru noduri în formă de N și K devin :
— pentru verificarea de forfecare :

$$N_1 \leq \pi \cdot d_1 \cdot t_0 \frac{\sigma_c}{\sqrt{3}} \cdot \frac{1 + \sin\theta_1}{2\sin^2\theta_1} \cdot \beta_1 ; \beta_1 = \frac{\sigma_{1N}}{\sigma_{1N} + \sigma_{1M}} ; \tag{12.7}$$

$$N_2 \leq \pi \cdot d_2 \cdot t_0 \cdot \frac{\sigma_c}{\sqrt{3}} \cdot \frac{1 + \sin\theta_2}{2\sin^2\theta_2} \cdot \beta_2 ; \beta_2 = \frac{\sigma_{2N}}{\sigma_{2N} + \sigma_{2M}} ; \tag{12.8}$$

— pentru verificarea de plastificare locală și voalare :

$$N_1 \leq 4 \cdot d_1 \cdot t_0 \sigma_c \left(\frac{t_a}{d_a}\right)^{0,5} \left(\frac{d_0}{d_1}\right)^{0,2} \frac{1 + \sin\theta_1}{2\sin\theta_1} \cdot \alpha \cdot \beta_1 \frac{0{,}38 + g}{0{,}19 + g} . \tag{12.9}$$

în care : $\alpha = 1 - 0{,}23\left(\frac{\sigma_0}{\sigma_c} + \frac{\sigma_0^2}{\sigma_c^2}\right)$ pentru tensiuni $\sigma_0$ de compresiune și $\alpha = 1{,}0$ pentru tensiuni $\sigma_0$ de întindere în talpă :

$$\sigma_0 = \sigma_{0N} + \sigma_{0M} ; \quad \beta_1 = \frac{\sigma_{1N}}{\sigma_{1N} + \sigma_{1M}} ;$$

$\sigma_N$ sînt tensiuni produse de eforturile axiale din bare ($\sigma_N = P/A$), iar $\sigma_M$ — tensiuni produse de momentele încovoietoare de la nod ($\sigma_M = M/W$), în care $M$ sînt momentele din eventuale încărcări între noduri sau momentele datorită rigidității nodurilor atunci cînd s-au avut în vedere la calculul elementului zăbrelit în ansamblul lui.

În cazul cînd nu sînt momente de calcul în noduri $\sigma_0 = \sigma_{0N}$ și $\beta = 1{,}0$.

La nodurile în care diagonalele se suprapun (fig. 12.16) se consideră că diagonalele consolidează peretele tălpii în mod corespunzător, astfel încît fenomenele de plastificare și voalare nu se pot produce. În acest caz se efectuează numai verificarea la forfecare :

$$N_2 \leq \frac{\sigma_c}{\sqrt{3}} (t_0 l_1 \cdot \beta_1 + 2 \cdot t_r \cdot l_2) \frac{1}{\sin\theta_2} . \tag{12.10}$$

în care :
$l_1$ este lungimea cordonului de sudură de la intersecția diagonalei comprimate cu talpa ;
$l_2$ — înălțimea proiecției pe un plan perpendicular pe talpă a cordonului de sudură de la intersecția diagonalelor (fig. 12.16) ;
$t_r$ — cea mai mică din grosimile $t_2$ a peretelui, respectiv $a$ corespunzătoare grosimii sudurii de colț dintre cele două diagonale.

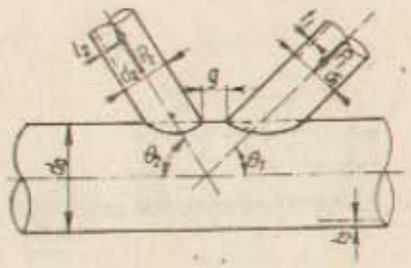


Fig. 12.15. Nod (în K) la care diagonalele nu se suprapun.

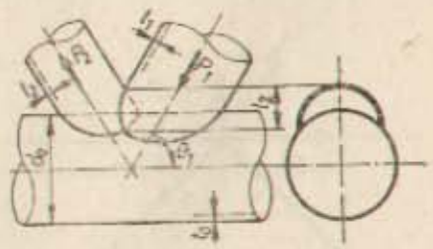


Fig. 12.16. Schemă pentru noduri cu diagonale suprapuse.

Relațiile de calcul (12.7)...(12.9) sînt aplicabile dacă sînt satisfăcute condițiile geometrice :

$$0{,}25 \leqslant \frac{d_1}{d_0} \leqslant 1{,}0\,; \quad 0{,}01 \leqslant \frac{t_0}{d_0} \leqslant 0{,}10\,; \quad 30^\circ \leqslant \theta \leqslant 90^\circ.$$

Pentru noduri cu distanța $g$ între diagonale (fig. 12.15) este necesar ca raportul $g/d_0$ să rămînă în limita a 0,6. Dacă $g/d_0 > 0{,}6$, nu se mai poate conta pe interacțiunea favorabilă a celor două diagonale și ca atare ele vor fi considerate ca două noduri distincte în formă de T sau Y.

Dacă în nod se aplică și forțe concentrate (fig. 12.17) atunci raportul $\dfrac{N_1 \sin\theta_1}{N_2 \sin\theta_2} \neq 1{,}0$ și relațiile de calcul se pot aplica numai dacă acest raport se încadrează în limitele 0,8...1,2. În caz contrar verificarea se va efectua tot ca pentru două noduri distincte în formă de Y. Dacă cele două eforturi $N_1$ și $N_2$ sînt de același semn (întindere sau compresiune) nodul se va considera ca două noduri în formă de Y.

În cazul nodurilor în formă de T sau Y se efectuează cele două verificări :

$$N_1 \leqslant \pi \cdot d_1 \cdot t_0 \frac{\sigma_c}{\sqrt{3}} \cdot \frac{1 + \sin\theta_1}{2\sin^2\theta_1} \cdot \beta_1\,; \text{ cu } \beta_1 = \frac{\sigma_{1N}}{\sigma_{1N} + \sigma_{1M}}\,; \tag{12.11}$$

$$N_1 \leqslant 4 \cdot d_1 \cdot t_0 \sigma_c \left(\frac{t_0}{d_0}\right)^{0{,}5} \left(\frac{d_0}{d_1}\right)^{\gamma} \cdot \frac{1 + \sin\theta_1}{2\sin\theta_1} \cdot \alpha \cdot \beta_1\,; \tag{12.12}$$

în care : $\alpha = \left[1 - 0{,}23\left(\dfrac{\sigma_0}{\sigma_c} + \dfrac{\sigma_0^2}{\sigma_c^2}\right)\right]$ pentru $\sigma_c$ de compresiune și $\alpha = 1{,}0$ dacă tensiunile $\sigma_0$ din talpă sînt de întindere ;

$\gamma = 0{,}2$ dacă efortul din diagonală este compresiune ;

$\gamma = 0{,}5$ dacă efortul din diagonală este întindere.

Verificarea nodurilor în formă de X se efectuează cu relațiile :

$$N_1 \leqslant \pi d_1 \cdot t_0 \frac{\sigma_c}{\sqrt{3}} \cdot \frac{1 + \sin\theta_1}{2\sin^2\theta_1}\,; \tag{12.13}$$

$$N_1 \leqslant K \frac{t_0^2}{\left(1{,}2 - \dfrac{d_1}{d_0}\right)} \cdot \sigma_c \cdot \frac{1}{\sin\theta_1} \cdot \alpha \tag{12.14}$$

În relația (12.14) $\alpha$ are semnificația arătată anterior, iar $K = 6{,}4$ pentru eforturi de compresiune în diagonală și $K = 9{,}6$ dacă diagonala este întinsă.

Relațiile (12.11)...(12.14) sînt aplicabile în limitele :

$$0{,}25 \leqslant \frac{d_1}{d_0} \leqslant 1{,}0\,; \quad 30^\circ \leqslant \theta \leqslant 90^\circ, \text{ și}$$

— pentru noduri în T și Y $\quad 0{,}015 \leqslant \dfrac{t_0}{d_0} \leqslant 0{,}10\,;$

— pentru noduri în X $\quad 0{,}015 \leqslant \dfrac{t_0}{d_0} \leqslant 0{,}12.$

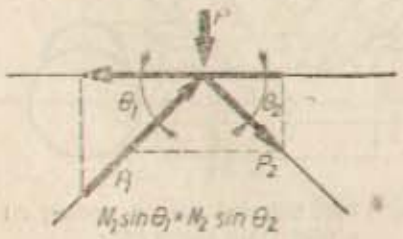



Fig. 12.17. Nod cu forță concentrată exterioară.



Verificarea cordoanelor de sudură se efectuează în modul următor :

— sudurile cap la cap care asigură pătrunderea completă — eventual cu manșon suport la rădăcină — nu necesită nici-o verificare ;

— suduri de colț sînt considerate toate sudurile care asigură prinderea unei țevi de suprafața altei țevi atunci cînd pătrunderea completă nu este asigurată ; cordoanele de sudură sînt integral de colț dacă diametrul diagonalei sau montantului este mai mic decît o treime din diametrul tălpii ; în caz contrar ele sînt parțial suduri în adîncime.

În ambele cazuri se consideră că sudura este de colț (relief) și se calculează cu relațiile :

— îmbinări la care diagonalele nu se acoperă (fig. 12.14, *a* și fig. 12.15) :

$$N_1 \leqslant \sigma_c(0{,}75 + 0{,}1\sin\theta_1)\pi \cdot d_1 \cdot \frac{1 + \sin\theta_1}{2\sin\theta_1} \cdot a\,; \tag{12.15}$$

— îmbinări la care diagonalele se acoperă (fig. 12.14, *b* și fig. 12.16) :

$$N_1 \leqslant \sigma_c[(0{,}75 + 0{,}1\sin\theta_1)l_1 + 2l_2(0{,}75 + 0{,}1\cos\theta_1)] \cdot a \tag{12.16}$$

în care $l_1$ și $l_2$ au semnificațiile din relația (12.10) și figura 12.16.

Așa cum rezultă și din relațiile de calcul, capacitatea portantă a nodului este în funcție de limita de curgere a metalului din talpă $\sigma_c$, de raportul dintre grosimea peretelui și diametrul tălpii $t_0/d_0$, de raportul dintre diametrul diagonalei și diametrul tălpii $d_1/d_0$ și de unghiul de înclinare a diagonalei în raport cu talpa $\theta$ ; ca parametri determinanți mai apare distanța dintre diagonale $g$, respectiv suprapunerea dintre aceștia (care se exprimă uneori și prin excentricitate de prindere la nod). Diagonalele suprapuse cu eforturi de semn contrar conduc la capacități portante mai mari.

### 12.4.2. ȚEVI DREPTUNGHIULARE

Realizarea nodurilor la elementele din țevi pătrate și dreptunghiulare este mai simplă decît în cazul țevilor rotunde. Ca și la țevile rotunde parametrii de care depinde capacitatea portantă a nodului sînt : raportul dintre grosimea și lățimea peretelui tălpii și raportul dintre latura transversală a diagonalei și latura peretelui tălpii. Spre deosebire de țevile rotunde, unde ponderea maximă în capacitatea portantă o are grosimea peretelui tălpii, la nodurile cu țevi dreptunghiulare influența cea mai mare o are raportul $b/D$. Aceasta se datorește faptului că peretele tălpii de care se prinde diagonala se comportă ca o placă plană de lungime indefinită și de lățime $D$ încastrată parțial pe margini. Această placă este acționată de forța din diagonală, care poate fi distribuită după un contur mai mare sau mai mic. Cu cît lățimea $b$ a diagonalei este mai apropiată de lățimea $D$, cu atît capacitatea portantă a nodului este mai mare, deoarece efortul se transmite mai aproape de marginile rigide ale peretelui. O relație de calcul pentru îmbinări de tipul celei din figura 12.18, propusă în urma unor cercetări efectuate la

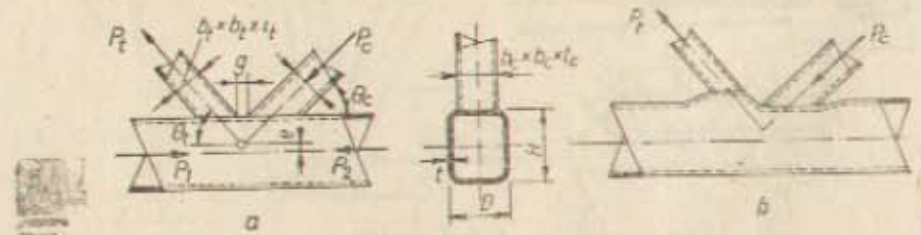



Fig. 12.18. Tip de nod experimentat :
a — dimensiuni caracteristice ; b — deformații plastice la stadiul limită.

laboratorul Stevin din Institutul Politehnic și la Institutul de cercetări T.N.O. ambele din Delft (Olanda) este dată în tabelul 12.1, [132].

*Tabelul 12.1*

| Nr. crt. | Relația de calcul |
|---|---|
| 1 | $\boxed{P'_{max} = 9\sigma_c t^2 \sqrt{\frac{D}{t}} \cdot \gamma \cdot \frac{1+\sin\theta_z}{2\sin\theta_z} \cdot f\left(\frac{P_1}{A_1\sigma_c}\right)}$<br>în care (v. fig. 12.18):<br>$\gamma = (b_z + b_1)/2D$<br>$P_1$ este efortul axial din talpă ($A_1$ — aria secțiunii tălpii)<br>$f\left(\frac{P_1}{A_1\cdot\sigma_c}\right) = 1$ pentru $0 \leqslant \frac{P_1}{A_1\cdot\sigma_c} \leqslant 0{,}6$ (întindere)<br>$f\left(\frac{P_1}{A_1\cdot\sigma_c}\right) = 1 - \left\lvert\frac{P_1}{A_1\cdot\sigma_c}\right\rvert$ pentru $\frac{P_1}{A_1\cdot\sigma_c} < 0$ (compresiune)<br>Condiții de aplicare:<br>$15 \leqslant \frac{D}{t} \leqslant 35$; $H/t \leqslant 40$; $D < H \leqslant 1{,}5\ D$; $0{,}4 \leqslant \gamma \leqslant 1{,}0$; $30° \leqslant \theta_z \leqslant 90°$<br>$-0{,}25H < e \leqslant +0{,}25H$; $\frac{b_z}{t_z} \leqslant 5 + 25\gamma$; $g \leqslant 0{,}2\ D$; $a_{sud} \geqslant t_{diag}$.<br>Pentru $H \leqslant D$, $P'_{max}$ se multiplică cu $H/D$.<br>Formula este aplicabilă și cînd raportul dintre laturile diagonalelor nu depășește 1,5. |

Ca mijloace de mărire a capacității portante a nodului se pot adopta:
— sudarea unei plăci pe talpă în zona nodului (fig. 12.19, *a*);
— suprapunerea zăbrelelor care converg în nod (fig. 12.19, *b*);
— limitarea diferenței $D-b$ la maximum $4t$.

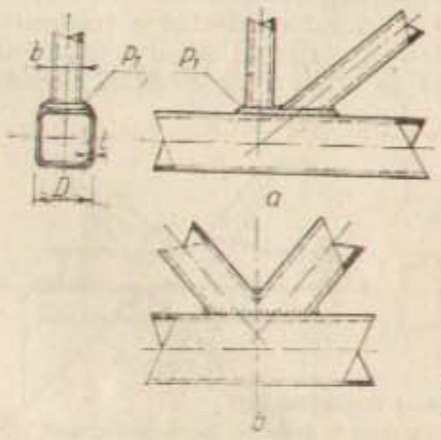



Fig. 12.19. Plăci suport pentru diagonale *(a)* și suprapunerea fibrelor *(b)*.



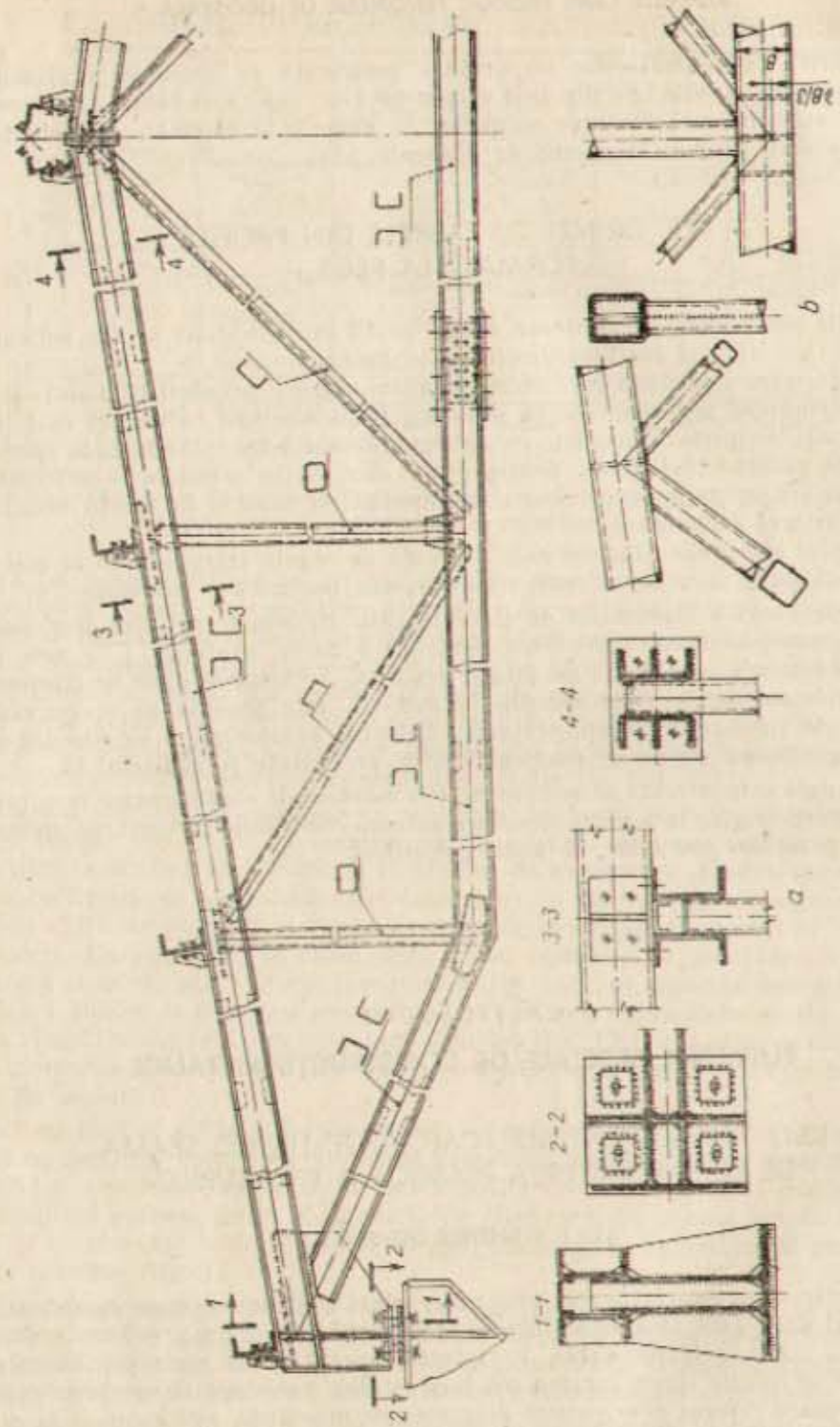



Fig. 12.20. Detalii de rezolvare a grinzilor cu zăbrele din profile cu pereți subțiri formate la rece:
*a* — secțiuni deschise; *b* — secțiuni închise.

### 12.4.3. COMPORTAREA ELEMENTELOR CU ZĂBRELE LA SOLICITĂRI REPETATE CARE PRODUC FENOMENE DE OBOSEALĂ

Datorită concentratorilor importanți, rezistența la oboseală a grinzilor cu zăbrele din profile sau din țevi este redusă (v. cap. 7 și tab. 7.4). În consecință este indicată evitarea soluțiilor cu zăbrele la elemente cu solicitări repetate care produc fenomene de oboseală.

## 12.5. GRINZI CU ZĂBRELE DIN PROFILE FORMATE LA RECE

Barele pot fi formate dintr-un singur profil sau din două profile solidarizate. Se pot alcătui secțiuni deschise sau închise.

Barele, prin alcătuirea lor, permit realizarea unor prinderi la noduri fără gusee. Prinderea se poate face cu sudură prin puncte sau cu sudură în relief (fig. 12.20). Se preferă profilele cu secțiune deschisă cu reborduri, în special la barele puternic solicitate, deoarece sînt mai puțin sensibile la deformări locale în timpul transportului și al manipulării și conduc la soluții mai raționale și mai economice.

În cazul secțiunilor închise este necesară de regulă introducerea la nod a unor diafragme care să mărească capacitatea portantă a nodului.

Pentru a evita fenomenul de flambaj prin încovoiere-răsucire și a mări în mod corespunzător capacitatea portantă a barei, profilele ⌐⌐ sau [ se pot solidariza cu plăcuțe pe latura deschisă. În locurile unde se transmit încărcări concentrate (de exemplu la noduri), este necesar să se prevadă nervuri de rigidizare corespunzătoare. Calculul barelor și al prinderilor se efectuează ținînd seama de particularitățile prezentate în capitolul 11.

De regulă este necesar să se considere și momentele suplimentare rezultate din legăturile rigide la noduri, deoarece acestea contribuie la voalarea prematură a pereților profilelor în zona nodurilor.



CAPITOLUL 13

# ELEMENTE SPECIALE DE CONSTRUCȚII METALICE

## 13.1. GRINZI CONTINUE, CALCULATE ȚINÎND SEAMA DE RETRANSMITEREA PLASTICĂ A EFORTURILOR

### 13.1.1. ELEMENTE GENERALE

În multe cazuri variația secțiunii unei grinzi continue devine complicată în special dacă este alcătuită dintr-un profil simplu sau un profil cu goluri în inimă, iar la grinzile dublu T tipizate, executate în serie prin sudare automată și livrate după catalog (ca laminatele), variațiile de secțiune care să urmărească riguros și economic diagrama de momente, pot conduce la dificultăți de realizare. În această situație se recurge la o metodă de calcul

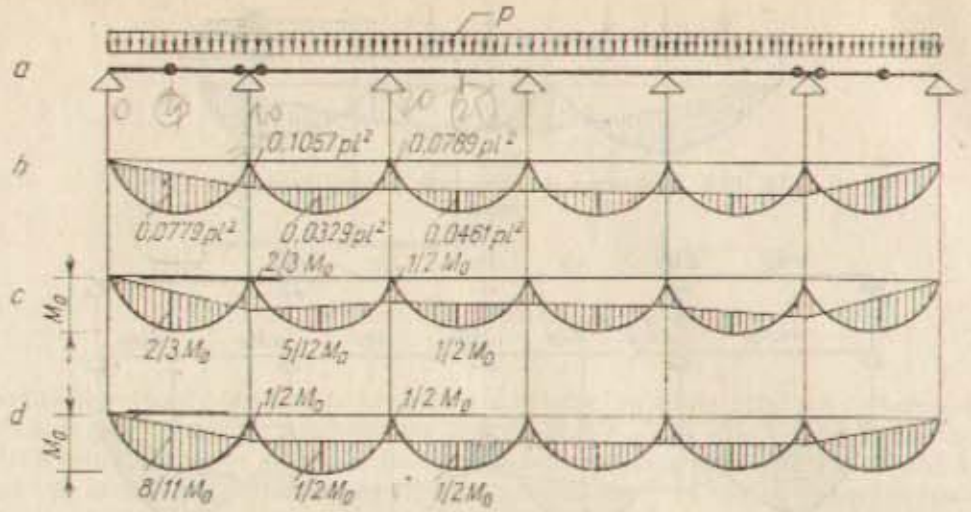



Fig. 13.1. Diagrame de momente în domeniul elastic *(b)* și plastic *(c* și *d)* în cazul unei încărcări uniform repartizate *(a)*.

bazată pe proprietățile plastice ale oțelului, care permite o dimensionare economică și sigură în condițiile păstrării unei secțiuni practic constante. Metoda se bazează pe calculul în stadiul limită de cedare a grinzii în ansamblul ei. Se consideră că o grindă continuă își pierde capacitatea portantă atunci cînd s-a produs un număr suficient de mare de articulații plastice, astfel încît grinda să devină mecanism în toate deschiderile sau numai în unele deschideri. Cedarea se produce atunci cînd în aceste secțiuni momentul încovoietor a atins valoarea momentului plastic (v. pct. 8.1).

În cazul unei grinzi continue cu secțiune constantă și cu forțe tăietoare relativ reduse rezultă că momentele în cîmp și pe reazeme trebuie să fie egale atît în stadiul limită, cît și în stadiul de exploatare, cînd beneficiază de un coeficient de suprаîncărcare echivalent cu coeficientul de siguranță. Această egalitate poate fi realizată în toate deschiderile sau numai pe unele deschideri. De exemplu, în cazul unei grinzi continue cu deschideri egale, încărcată cu o sarcină uniform repartizată (fig. 13.1, *a*), aplicînd așa-numita metodă a *liniilor de închidere* se constată că egalarea momentelor poate avea loc în cîmpul marginal și pe reazemul al doilea (fig. 13.1, *c*) sau pe reazemele și în cîmpurile intermediare (fig. 13.1, *d*), cînd este necesară o mărire a secțiunii în cîmpul 1.

Metoda liniilor de închidere permite ca procedeul să fie aplicat și la alte grinzi cu secțiune constantă ale căror deschideri nu diferă prea mult (pînă la 20%) și care sînt supuse la încărcări statice oarecare. În acest caz liniile de închidere pornesc de la diagramele de momente ale grinzii simplu rezemate și se trasează astfel ca să se obțină valori egale, în secțiunile cu momente maxime (fig. 13.2).

Dimensionarea grinzilor în metoda stărilor limită revine de fapt la determinarea efortului unitar pe baza momentelor astfel determinate și compararea lui cu rezistența de calcul așa cum se procedează în mod obișnuit și la grinzile calculate în domeniul elastic. Această dimensionare conduce de fapt la solicitări diferite în cîmp și pe reazeme, la primele realizîndu-se eforturi unitare mai mici decît rezistența de calcul a oțelului din grindă, pe reazeme

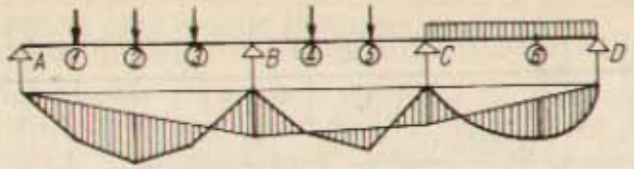



Fig. 13.2. Diagrama de momente pentru încărcări oarecare.

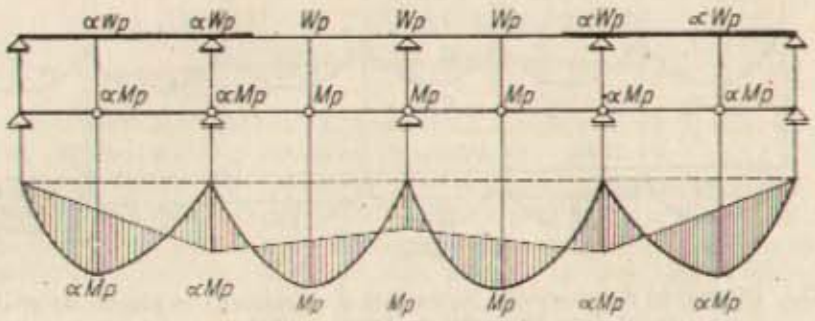



Fig. 13.3. Diagrama de momente pentru o grindă cu secțiune variabilă.

aceste valori fiind depășite. Eforturile unitare efective se pot calcula trasînd diagrama elastică a momentelor.

Este indicat să fie evitate plastificările efective și ca atare se recomandă ca efortul unitar efectiv maxim calculat pe baza diagramei de momente în stadiul elastic, determinată cu încărcările normate să nu depășească $0{,}9\sigma_c$.

Această condiție poate impune în unele cazuri o anumită întărire a unor secțiuni, în special a celor de pe al doilea reazem. Această întărire — dacă apare necesară — se poate extinde pe o deschidere completă. În acest caz, liniile de închidere pot fi trasate astfel ca să determine momente diferite, proporționale cu modulele de rezistență ale secțiunilor (fig. 13.3). Apare deci mai rațional ca pentru o grindă continuă încărcată cu sarcini uniform distribuite să se adopte diagrama din figura 13.1, *c*.

Pentru a evita plastificările efective se mai impune ca efortul unitar în secțiunile de moment maxim să nu depășească 0,3 din rezistența de calcul.

În calculul prezentat mai sus, standardul 10108/0-78 nu folosește modulul de rezistență plastic $W_p = kW$, ci pe cel elastic $W$.

Rezervele plastice ale secțiunii nu se iau în considerare decît în cazul grinzilor dublu T simplu rezemate cu secțiune constantă, în care caz se lucrează cu un modul plastic redus $W_p = 1{,}07\,W$. Alte norme cum sînt cele sovietice (SNIP-II 23-81) admit modulul plastic integral $W_p = 1{,}12\,W$, dar îl reduc la $1{,}06W$ în cazul cînd zone întinse au valori constante ale momentului maxim. Aceste norme ca și altele, admit folosirea modulului plastic și la grinzile continue.

### 13.1.2. ELEMENTE CONSTRUCTIVE PENTRU ALCĂTUIREA GRINZILOR

Deși de foarte multe ori modul de dimensionare nu duce la dezvoltarea unor deformații plastice efective, avînd în vedere siguranța redusă care rămîne față de plastificare, se iau anumite măsuri constructive pentru a preveni unele fenomene de instabilitate care ar putea produce epuizarea ca-



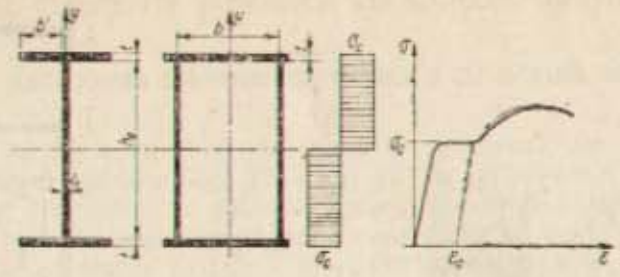



Fig. 13.4. Determinarea valorilor limită ale supleților.

pacității portante înainte de atingerea stadiului limită determinat de formarea articulațiilor plastice. Așa cum s-a arătat la § 8.3.5.6 din condiția ca voalarea tălpii să nu se producă înainte ca deformația acesteia să fie de ordinul celei de la sfîrșitul palierului de curgere, rezultă suplețea limită (raportul dintre lățime și grosime). Aceasta este inferioară celei obținute în cazul grinzilor calculate în domeniul elastic și are valoarea $b'/t = 8{,}5\sqrt{\frac{240}{\sigma_c}} = 8{,}5\sqrt{\frac{210}{R}}$ (fig. 13.4). Alte experimentări au arătat că în condițiile reale de solicitare corespunzătoare unei plastificări mai puțin avansate se poate admite $b'/t \leqslant 10\sqrt{\frac{240}{\sigma_c}} = 10\sqrt{\frac{210}{R}}$ (valoare adoptată și în normele din țara noastră). Pentru tălpile grinzilor cheson raportul $b/t$ nu va depăși valoarea $32\sqrt{\frac{240}{\sigma_c}} - 32\sqrt{\frac{210}{R}}$.

Inima grinzilor trebuie să satisfacă condiția ca voalarea să nu apară pînă cînd plastificarea a pătruns pe întreaga secțiune. Pe baza rezistenței critice determinată în aceste condiții rezultă valoarea supleței limită a inimii, care se poate lua $h_0/t_i = 70\sqrt{\frac{240}{\sigma_c}} = 70\sqrt{\frac{210}{R}}$. În cazul cînd plastificarea inimii este parțială se pot adopta valori $h_0/t_i$ mai mari.

Asigurarea stabilității generale a grinzii cere măsuri de legare a grinzii, respectiv a tălpii comprimate pentru evitarea deplasării laterale și a răsucirii.

Dacă nu există o legătură rigidă continuă, este necesar să se prevadă legături transversale la distanțe $l_1$ mai mici decît cele de la grinzile care lucrează în domeniul elastic. Distanța dintre legături nu va depăși circa 0,7 din distanța cerută pentru grinzile care lucrează în domeniul elastic ; astfel relația devine :

$$l_1 \leqslant 30 i_{yt}\sqrt{\frac{240}{\sigma_c}} = 30 i_{yt}\sqrt{\frac{210}{R}}, \qquad (13.1)$$

în care : $i_{yt}$ este raza de inerție a tălpii comprimate calculată în raport cu axa din planul inimii grinzii, iar $\sigma_c$ și $R$ — limita de curgere și rezistența de calcul a oțelului folosit, în $N/mm^2$.

Elementele de legătură de la talpa comprimată trebuie să poată prelua 2% din efortul de compresiune din această talpă ($C_t = 0{,}02A_tM/W_x$).

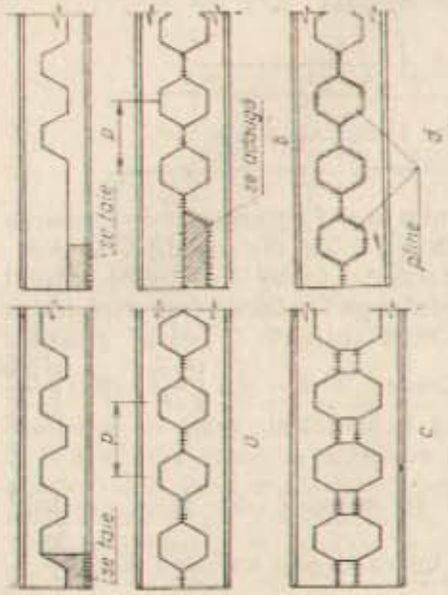


Fig. 13.5. Alcătuirea grinzilor metalice cu goluri în inimă.

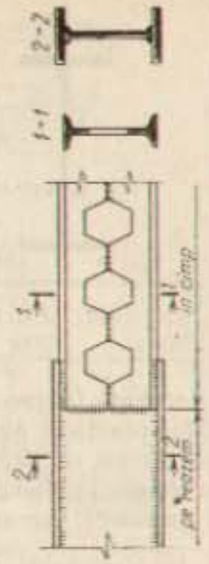


Fig. 13.6. Alcătuirea zonelor de rezemare, cu momente mari, la grinzi continue.

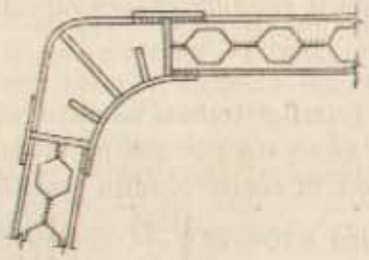


Fig. 13.7. Alcătuirea colțurilor de cadre.

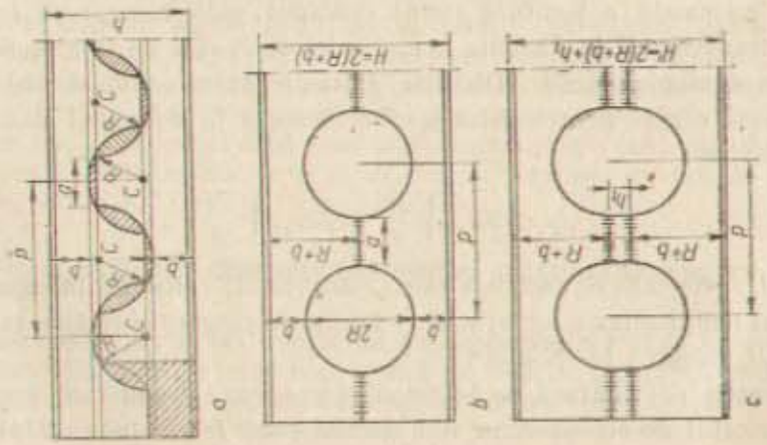


Fig. 13.8. Grinzi ajurate cu goluri circulare sau ovoidale:
a — schema de trasare a găurilor; b — grinzi cu goluri circulare; c — grinzi cu goluri ovoidale.

## 13.2. ELEMENTE METALICE CU GOLURI ÎN INIMĂ

### 13.2.1. ALCĂTUIREA ELEMENTELOR METALICE CU GOLURI ÎN INIMĂ

Elementele metalice cu goluri în inimă se realizează din profile dublu T tăiate în zigzag și resudate (fig. 13.5, *a* și *b*). În unele cazuri între cele două părți rezultate din tăiere se introduc plăcuțe, realizîndu-se supraînălțarea elementului și mărirea corespunzătoare a capacității lui portante (fig. 13.5, *c*).

Din elemente cu goluri în inimă se alcătuiesc de regulă grinzi simplu rezemate sau continue, iar în unele cazuri și cadre. La grinzile continue apare de multe ori necesară umplerea a 2 sau 3 goluri de lîngă reazem pe fiecare deschidere (fig. 13.5, *d*) ; aceasta se poate realiza folosind plăcuțe hexagonale sudate, sau efectuînd de la început o tăiere corespunzătoare (fig. 13.5, *b*). În alte cazuri zonele de reazem cu momente mari pot fi realizate din secțiune dublu T plină sau din platbande sudate ; astfel de exemple sînt arătate pentru grinzi continue în figura 13.6 și pentru colțuri de cadre în figura 13.7.

Tăierea profilelor se efectuează în condiții de productivitate ridicată cu instalații automate de tăiere programată. Există instalații în care și sudarea se poate efectua tot automat (v. fig. 16.13).

Au fost experimentate în țara noastră (Catedra de Construcții Metalice din Institutul Politehnic Timișoara), grinzi cu goluri circulare, care pot prezenta unele avantaje din punctul de vedere al capacității portante, în special la solicitări care produc fenomene de oboseală (fig. 13.8).

### 13.2.2. COMPORTAREA ȘI CALCULUL ELEMENTELOR METALICE CU GOLURI ÎN INIMĂ

Existența golurilor în inimă conduce la apariția unor solicitări suplimentare datorită acțiunii forței tăietoare. O astfel de grindă poate fi asimilată cu o grindă-cadru (grindă Vierendeel) cu montanți foarte rigizi și cu tălpi flexibile. Admițînd pentru tălpi puncte de inflexiune la mijlocul golurilor și forța tăietoare repartizată egal între cele două tălpi, se poate stabili o metodă simplificată pentru determinarea eforturilor.

În tălpi se dezvoltă un efort axial $N_0$, provenind din încovoierea generală a grinzii, iar în extremitățile golului apar momente încovoietoare de semn contrar $M_0$ produse de forța tăietoare (fig. 13.9). Într-o secțiune curentă a unei grinzi în care acționează momentul încovoietor $M$ și forța tăietoare $T$, valorile eforturilor la colțul golului sînt date de relațiile :

$$N_0 = \frac{M}{h_s}; \quad M_0 = \frac{T \cdot a}{4}; \quad \sigma = \frac{N_s}{A_s} \pm \frac{M_s}{I_s} y. \tag{13.2}$$

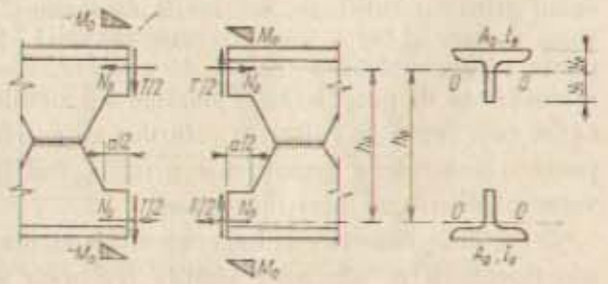


Fig. 13.9. Solicitări care apar în secțiunea cu gol.

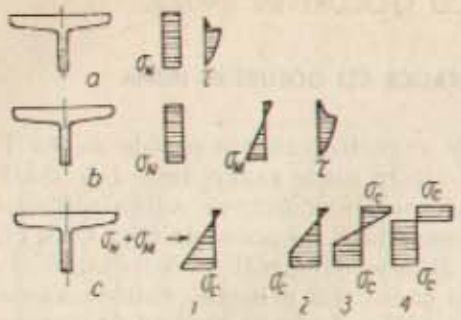


Fig. 13.10. Starea de eforturi în secțiunea cu gol :
*a* — secțiunea de la mijlocul golului ; *b* — secțiunea de la marginea golului în domeniul elastic ; *c* — secțiunea de la marginea golului în domeniul elasto-plastic ; *1* ... *4* — evoluția plastificării secțiunii.

În aceste relații $A_0$ și $I_0$ sînt secțiunea, respectiv momentul de inerție al unei tălpi în formă de T, $h_0$ distanța între centrele de greutate ale secțiunilor în T și $a$ lungimea părții drepte a golului ; valorile momentului $M$ și forței tăietoare $T$ sînt determinate pentru secțiunea de la mijlocul golului respectiv.

În tălpi apar de asemenea și eforturi unitare tangențiale :

$$\tau = \frac{TS_0}{2I_0 t}; \tag{13.3}$$

ele au în general valori mici și în consecință pot fi neglijate. Diagramele de eforturi unitare în diferite secțiuni ale golului sînt arătate în figura 13.10.

Cordoanele de sudură care leagă cele două părți se calculează astfel încît să preia forța de alunecare între axele a două goluri consecutive :

$$at_1 R_f^* = \frac{TS}{I} \cdot p \text{ sau } a = \frac{TS}{t_1 I R_f^*} \cdot p, \tag{13.4}$$

în care $S$ și $I$ sînt calculate pentru secțiunea cu gol.

La grinzi cu plăcuțe intermediare, se verifică rezistența și stabilitatea montantului care leagă cele două tălpi.

Datorită formei nesimetrice a secțiunii (în formă de T), în colțurile golului apar eforturi unitare mari, în special acolo unde eforturile unitare din $M_0$ sînt de același semn cu cele produse de $N_0$. Cînd forța tăietoare $T$ este mare se poate ajunge la solicitări excesive și în unele cazuri, chiar la plastificări locale (fig. 13.10, *c*). Într-o dimensionare obișnuită în care se impune condiția ca rezistența de calcul să nu fie depășită în nici un punct, luarea în considerare a efortului maxim de la colțul golului impune adoptarea unui profil mai mare și conduce la sporirea consumului de metal.

La grinzile simplu rezemate cu o încărcare uniform repartizată, forța tăietoare scade pe măsură ce crește momentul încovoietor ; în acest mod interacțiunea eforturilor $M_0$ și $N_0$ se compensează în diferite secțiuni. În cazul grinzilor continue, secțiunile de moment maxim de pe reazem sînt secțiuni în care și forța tăietoare este maximă. În acest caz în colțul golului se poate atinge valoarea limitei de curgere. Comportarea generală este determinată însă de proprietățile plastice ale metalului și în ansamblul lor plastificările incipiente la colțurile golurilor nu au efecte semnificative asupra comportării generale a grinzii. La grinzile continue efectul favorabil al rezervelor plastice este mai important.

Cercetările teoretice și experimentale efectuate la Institutul de Construcții din București pe elemente simplu rezemate și continue au pus în evidență



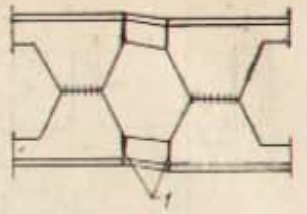


Fig. 13.11. Formarea articulației plastice în secțiunea cu gol :
*1* — articulație plastică.

efectul favorabil al proprietăților plastice și au permis stabilirea unor concluzii privind proiectarea rațională a acestor elemente [38] :

— în domeniul elastic repartizarea eforturilor unitare în jurul golului este într-o concordanță suficient de bună cu cea rezultată din calculul pe baza relației (13.2) ;

— în stadiul limită acțiunea concomitentă a momentului încovoietor și a forței tăietoare, duce la apariția unor articulații plastice la colțurile golului, astfel încît forma inițială a golului se modifică (fig. 13.11). Apare astfel noțiunea de *articulație plastică a grinzii cu goluri*, având deformația plastică susmenționată ca efect al acțiunii forței tăietoare ;

— plastificarea parțială a colțurilor golului are o influență redusă asupra capacității portante a grinzii în ansamblul ei. Această influență este și mai redusă la grinzi continue ;

— din repartizarea solicitărilor pe lungimea grinzii rezultă că, la grinzi la care lungimea golului este mică în raport cu înălțimea acestora, iar raportul între mărimea forței tăietoare și cea a momentului încovoietor este normală, în secțiunea de la colțul golului unde apare efortul unitar maxim în talpa profilului T, efortul unitar în inima acestuia rămîne în domeniul elastic (fig. 13.12, secțiunea *2—2*). În colțul opus apare plastificarea locală la colțul golului, dar talpa profilului T, care reprezintă partea cea mai mare din secțiunea acestuia și care determină rezistența lui, rămîne în domeniul elastic (fig. 13.12, secțiunea *1—1*).

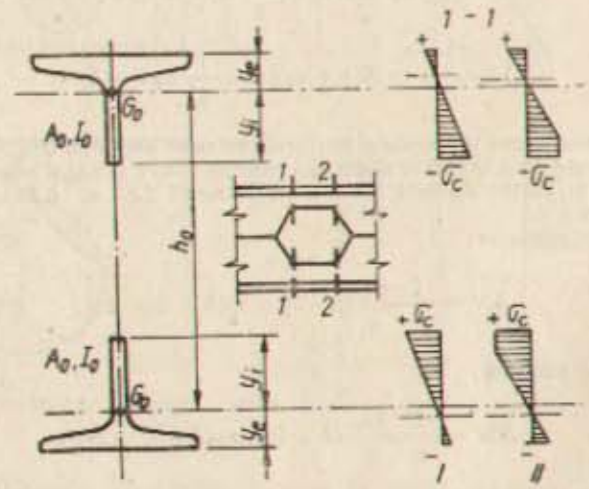


Fig. 13.12. Starea de eforturi în secțiunile de la colțurile golului.

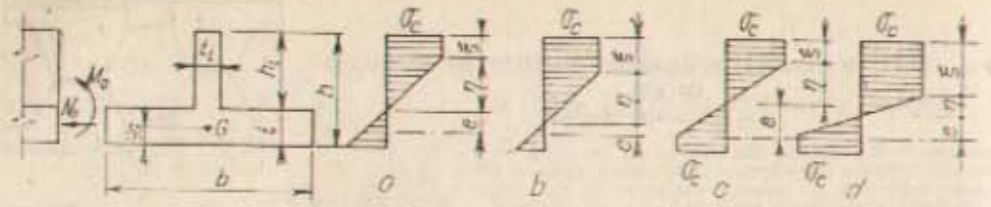


Fig. 13.13. Elemente pentru calculul secțiunii T în domeniul elasto-plastic :
*a, b, c, d* — diferite cazuri de pătrundere a plastificării.

Eforturile unitare în domeniul elasto-plastic se pot determina considerînd în mod simplificat că secțiunea T are talpa cu fețe paralele. Secțiunea este solicitată de o forță axială $N_a$ și de un moment $M_a = \frac{T \cdot a}{4} = N_a \cdot e$; cu notațiile din figura 13.12 și considerînd că plastificarea nu a pătruns în talpă, iar axa neutră este în inimă (fig. 13.13, *a*) se pot scrie două ecuații de echilibru (proiecție și moment):

$$N_a = A_b \cdot \sigma_c - \frac{1}{2} \cdot \sigma_c \cdot \frac{h-\xi}{\eta_i}(h-\xi) \cdot b + \frac{\sigma_c}{2} \cdot \frac{h-\xi}{\eta_i} \cdot (h_i - \xi) \cdot (b - t_i); \qquad (13.5)$$

$$N_a(e + y_G) = A_b \cdot \sigma_c \cdot y_G - \frac{1}{2} \cdot \sigma_c \cdot \frac{(h-\xi)^2}{\eta_i^2} \cdot b \cdot \frac{h-\xi}{3} +$$

$$+ \frac{\sigma_c}{2} \cdot \frac{(h-\xi)^2}{\eta_i} \cdot (b - t_i) \cdot \left( \frac{h_i - \xi}{3} + i \right). \qquad (13.6)$$

care se pot pune sub forma:

$$(A_b \cdot \sigma_c - N_a) \cdot \eta_i = \frac{1}{2} \sigma_c [(h-\xi)^2 b - (h_i - \xi)^2 (b - t_i)]; \qquad (13.7)$$

$$[A_b \cdot \sigma_c y_G - N_a(e + y_G)] \eta_i = \frac{1}{6} \sigma_c [(h-\xi)^3 b - (h_i - \xi)^3 (h_i - \xi + 3i)(b - t_i)]. \qquad (13.8)$$

Din aceste relații se calculează $\xi$ și $\eta_i$, atunci cînd se cunosc $N_a$ și $M_a$. Dacă axa neutră se mută în talpă (fig. 13.12, *b*) se obține:

$$(A_b \cdot \sigma_c - N) \eta_i = \frac{1}{2} \sigma_c (h-\xi)^2 b; \qquad (13.9)$$

$$[A_b \sigma_c \cdot y_G - N(e + y_G)] \eta_i = \frac{1}{6} \sigma_c (b-\xi)^3 b. \qquad (13.10)$$

În cazul cînd plastificarea pătrunde și în fibrele extreme ale tălpii (fig. 13.13, *c* și *d*), relațiile de calcul pentru aceste două cazuri se obțin din relațiile (13.7), (13.8) și respectiv (13.9), (13.10), la care se adaugă în partea dreaptă a relațiilor termenii $\Delta N$ și $\Delta M$; acești termeni au următoarele expresii:

— în ecuația de proiecție:

$$\Delta N = \frac{1}{2} \frac{b \sigma_c}{\eta_i} (h - \xi - \eta_i)(h - \xi - 2\eta_i); \qquad (13.11)$$

— în ecuația de moment:

$$\Delta M = \frac{1}{6} \frac{b \sigma_c}{\eta_i} (h - \xi - \eta_i)(h - \xi - 2\eta_i)^2. \qquad (13.12)$$

În cazul *grinzilor cu goluri rotunde* valorile și variația eforturilor unitare în jurul golului este dată în figura 13.14. [84].



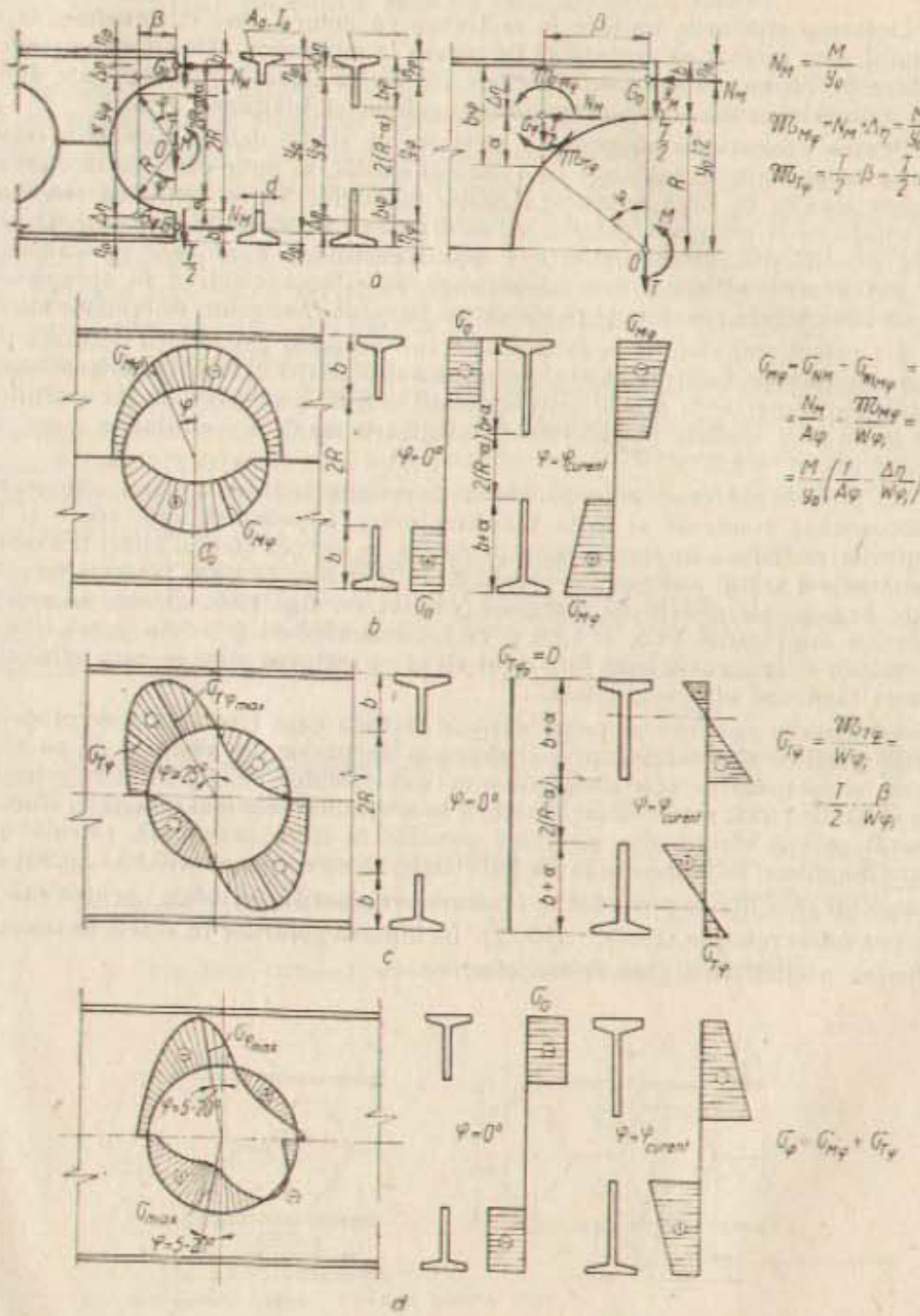


Fig. 13.14. Variația eforturilor unitare în jurul golurilor rotunde.

### 13.2.3. PROIECTAREA RAȚIONALĂ A GRINZILOR METALICE CU GOLURI ÎN INIMĂ

Deoarece eforturile unitare în secțiunea cu goluri cresc cu lungimea $a$ a golului, este necesar ca aceasta să fie redusă la minimum, atît cît este necesar pentru preluarea efortului de alunecare (13.4). În figura 13.15 sînt date diferite rapoarte uzuale între dimensiunile golului și înălțimea grinzii.

Pentru proiectarea obișnuită a elementelor static determinate și a celor static nedeterminate calculate în domeniul elastic, se pune condiția ca efortul unitar maxim în fibra exterioară (talpa profilului T) în secțiunea cea mai solicitată de la marginea golului, să nu depășească rezistența de calcul. Deoarece plastificarea locală limitată a inimii profilului T nu este periculoasă, se pot admite solicitări care să mențină solicitarea efectivă în apropierea limitei de curgere ; aceasta se poate obține în cazul unor goluri de lungime mică.

Un calcul mai simplu — satisfăcător sub aspectul capacității portante — se poate efectua, limitînd efortul unitar din relația (13.2) la $R$ la fibra extremă a tălpii și respectiv la $mR$ la colțul golului, $m$ fiind un coeficient al condițiilor de lucru care include posibilitatea plastificării locale a colțului și care se poate lua $m = 1{,}2$.

La grinzile continue, în secțiunile de pe reazemele intermediare, acționează concomitent momente și forțe tăietoare mari ; aceeași situație apare și la colțurile cadrelor. În aceste zone pentru a se reduce efectul forței tăietoare așa cum s-a arătat anterior, se umplu 2 sau 3 goluri de lîngă reazeme cu plăcuțe hexagonale sudate de marginea golului (v. fig. 13.5, *d*), sau se aplică soluțiile din figurile 13.5, *b*, 13.6 și 13.7, elementul cu goluri în inimă transformîndu-se în această zonă într-un element cu secțiune plină la care influența forței tăietoare este neglijabilă.

La grinzile continue se poate extinde metoda care ține seama de proprietățile plastice ale oțelului, prin egalarea momentelor din cîmp și de pe reazeme și compararea efortului unitar maxim calculat cu $R$. Ca și la grinzile cu secțiune plină, este recomandabil ca în secțiunile cele mai solicitate, efortul unitar maxim efectiv din încărcări normate în fibra exterioară, calculat pe baza diagramei de momente în stadiul elastic, să nu depășească $(0{,}85\ldots0{,}90)\,\sigma_c$. La colțul golurilor se pot admite în acest caz plastificări locale ; pentru calcul se pot folosi relațiile (13.7)...(13.12). Închiderea golurilor în zonele de reazem elimină posibilitatea plastificării efective.

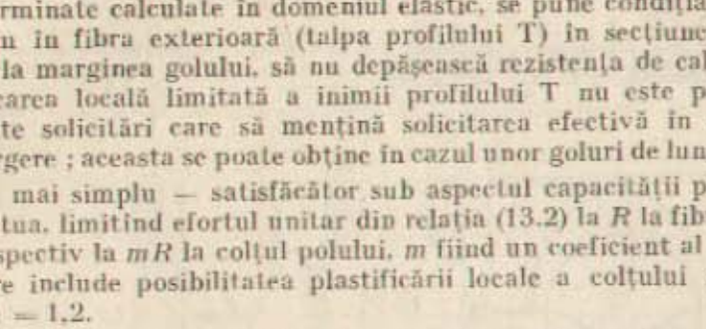



Fig. 13.15. Raporturi uzuale între dimensiunile golului și înălțimea grinzii :
*a* — R.F.G. ; *b* — Anglia.



## 13.3. GRINZI HIBRIDE*

### 13.3.1. NECESITATE. PRINCIPII DE ALCĂTUIRE. UTILIZARE

Grinzile hibride din oțel sînt grinzi cu secțiune compusă la care în inimă și în tălpi se folosesc oțeluri de mărci diferite. Cel mai adesea se folosesc grinzi hibride cu secțiune I, geometric dublu simetrică, la care în inimă se prevede oțel inferior, ambele tălpi fiind din aceeași marcă de oțel superior (fig. 13.16, *a*). Se folosesc și grinzi hibride monosimetrice (fig. 13.16, *b*), la care talpa comprimată și inima sînt din oțel inferior, iar talpa întinsă din oțel superior.

În cazul încovoierii grinzilor hibride deformațiile plastice ale inimii (ca urmare a adoptării unui oțel inferior în ea) sînt limitate datorită deformațiilor elastice ale tălpilor (fig. 13.17).

Proiectarea grinzilor hibride cu secțiune dublu simetrică solicitate static de forțe fixe se face în prezent în țară în conformitate cu instrucțiunile tehnice P 108-80 [S35] (Buletinul construcțiilor nr. 10/1980) elaborate la Catedra de construcții metalice din ICB** și INCERC București, în cadrul I.C.C.P.D.C., pe baza lucrărilor [47] și [48].

Grinzile hibride la un consum suplimentar de oțel nesemnificativ (3 –5% în cazul grinzilor din OL 37 și OL 52) au un preț cu 2...5% mai mic și mai ales o reducere cu 35 –45% a consumului de oțel slab aliat față de grinzile realizate numai din OL 52.

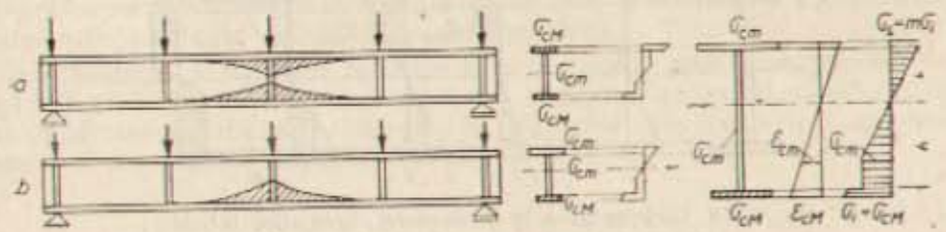



Fig. 13.16. Grinzi hibride simetrice *(a)* și monosimetrice *(b)*.

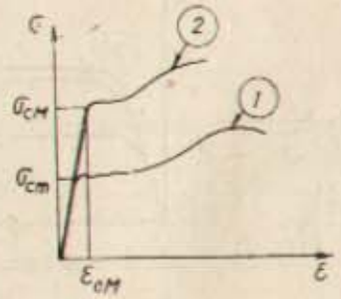



Fig. 13.17. Diagrama $\sigma - \varepsilon$ :
*1* — oțel pentru inimă ; *2* — oțel pentru tălpi.

* La redactarea acestui subcapitol a colaborat șef lucr. ing. I. Diacu din ICB.
** elaboratori prof. dr. ing. C. Dalban și șef. lucr. ing. I. Diacu.

### 13.3.2. COMPORTAREA GRINZILOR HIBRIDE

În cazul grinzilor hibride capacitatea portantă la încovoiere este determinată, în cea mai mare parte de oțelul folosit în tălpi. Preluarea forfecării și a forțelor locale este hotărîtă de marca de oțel folosit în inimă.

Considerînd valabilă ipoteza secțiunilor plane în cazul încovoierii unei secțiuni dublu simetrice se pot distinge următoarele stadii teoretice de comportare (fig. 13.18) : I — întreaga secțiune este elastică, pînă la atingerea limitei de curgere a oțelului din inimă ; II — tălpile rămîn elastice, zonele extreme ale inimii plastificîndu-se ; III — tălpile intră în curgere, plastificarea inimii avansînd. Datorită tensiunilor remanente deformațiile reale ale grinzilor devin neliniare mai devreme și se deosebesc mai puțin între ele decît în cazul teoretic (fig. 13.19).

Deoarece, dacă s-ar admite ca stadiu ultim plastificarea tălpilor, secțiunea ar trebui să aibă componentele (inimă și talpă comprimată) cu suplețe astfel ca să nu-și piardă prematur stabilitatea locală, rezolvare ce ar conduce la implicații nefavorabile sub aspect economic, se recomandă adoptarea ca stadiu ultim al stadiului de atingere a curgerii în fibrele extreme ale tălpilor și conformarea în consecință a grinzii.

Sub aspectul preluării forfecării se remarcă faptul că forța tăietoare maximă capabilă este cea de plastificare completă a inimii și că în cazul utilizării integrale a inimii pentru preluarea forfecării, tălpile pot prelua moment încovoietor astfel încît diminuarea capacității portante la încovoiere datorită

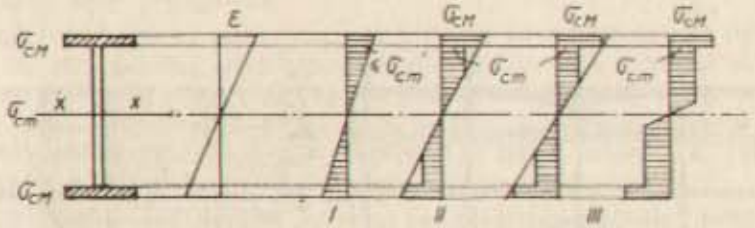



Fig. 13.18. Comportarea la încovoiere a grinzilor hibride :
*I, II, III* — diferite faze ale plastificării secțiunii.

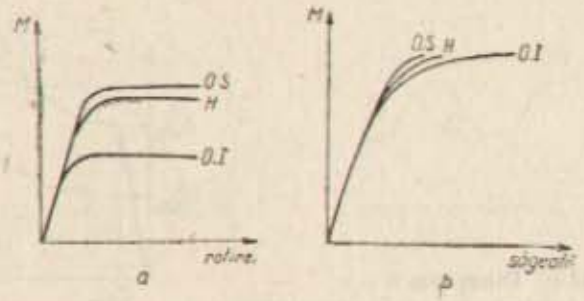



Fig. 13.19. Deformațiile teoretice *(a)* și reale *(b)* ale grinzilor :
*O.S.* — din oțel superior ; *H* — hibride ; *O.I.* — din oțel inferior.



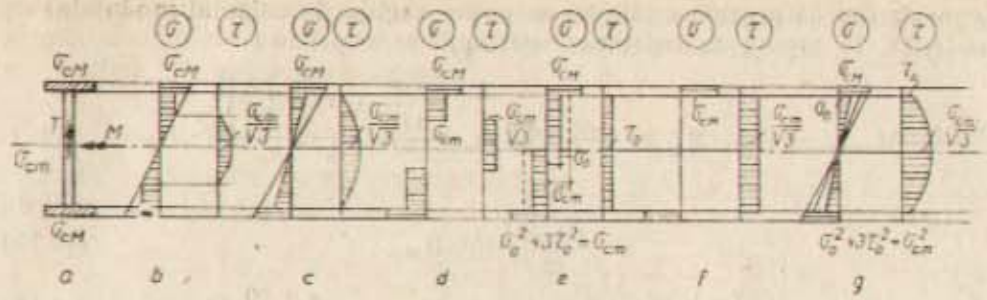



Fig. 13.20. Variații concomitente compatibile ale tensiunilor $\sigma$ și $\tau$ la grinzi hibride.

forfecării este de maximum 10...30%. Diferite diagrame de tensiuni $\sigma$ și $\tau$ compatibile simultan se prezintă în figura 13.20.

Experimental se constată că forțele locale reduc puțin momentul încovoietor capabil, fiind posibilă preluarea unor forțe apropiate de cele de curgere a oțelului din inimă, atît la talpa întinsă, cît și la cea comprimată.

Pentru cazurile curente, cînd forța tăietoare este moderată, diferența dintre săgeata unei grinzi hibride și cea a grinzii omogene cu aceleași dimensiuni, realizată din oțelul folosit în tălpi, este nesemnificativă.

### 13.3.3. CALCULUL GRINZILOR HIBRIDE

În cele ce urmează se va prezenta cu precădere modelul de calcul stabilit în [47], [48] și utilizat în instrucțiunile românești P 108-80, menționîndu-se și alte modele de calcul.

Verificarea stării limită de rezistență se face în secțiunile semnificative, la eforturile existente simultan în acele secțiuni.

Se consideră că datorită încovoierii în secțiunile grinzii se dezvoltă tensiuni $\sigma$ (fig. 13.21, *c*) ; se observă că nu se utilizează ipoteza secțiunilor plane. Prin integrarea ecuației de echilibru a forțelor interioare și exterioare se obține momentul încovoietor capabil. Notînd :

$$\beta = \frac{2 \cdot A_f}{A_i} = \frac{2t_f \cdot b_f}{t \cdot h} ; \tag{13.13}$$

$$\alpha = \frac{R_m}{R_M} \tag{13.14}$$

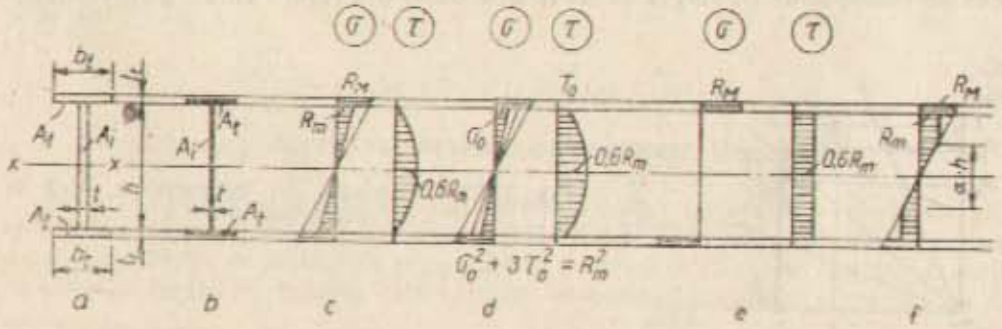



Fig. 13.21. Modele de calcul pentru grinzi hibride.

și considerînd că grosimea tălpilor se poate neglija, la calculul modulului de rezistență, în raport cu înălțimea secțiunii, se exprimă :

$$M_{capH} = W_{xH} \cdot R_M \simeq \frac{I_{xH}}{h/2} \cdot R_M \simeq \frac{\frac{(\alpha \cdot t)h^3}{12} + 2 \cdot A_t \cdot \left(\frac{h}{2}\right)^2}{\frac{h}{2}} \cdot R_M =$$

$$= \frac{\alpha + 3\beta}{12} \cdot t h^2 \cdot R_M ; \qquad (13.15)$$

$$M_{capH} = \left(\frac{W_{xH}}{W_x}\right) \cdot (W_x \cdot R_M) = \varphi_{Mr} \cdot M_{cap\,0} = \frac{\alpha + 3\beta}{1 + 3\beta} M_{cap\,0} ; \qquad (13.16)$$

în care $W_x$ este modulul de rezistență al secțiunii omogene egal cu $W_{xH}$ pentru $\alpha = 1$. Deci :

$$\varphi_{Mr} = \frac{M_{cap\,H}}{M_{cap\,0}} = \frac{\alpha + 3\beta}{1 + 3\beta} = 1 - \frac{1 - \alpha}{1 + 3\beta}. \qquad (13.17)$$

iar verificarea stării limită de rezistență în cazul încovoierii este

$$\sigma_r = \frac{M_r}{W_x} ; \ \sigma_r \leqslant \varphi_{Mr} \cdot R_M ; \qquad (13.18)$$

(aici $W_x$ se poate calcula în mod clasic).

În cazul existenței tensiunilor $\sigma$ din încovoiere (fig. 13.21, *c*) inima poate prelua o forță tăietoare maximă :

$$T = \frac{2}{3} t \cdot h \cdot 0{,}6\, R_m, \qquad (13.19)$$

ceea ce corespunde în diagrama de interacțiune încovoiere-forfecare din figura 13.22, punctului Ⓑ.

În cazul cînd inima este integral plastificată din forfecare (fig. 13.21, *e*), tălpile asigură preluarea momentului încovoietor :

$$M_{cap\,t} = A_t \cdot h \cdot R_M = \left(\frac{A_t \cdot h}{W_x}\right)(W_x \cdot R_M) = \varphi_{Mt} \cdot M_{cap\,0} \qquad (13.20)$$

de unde rezultă :

$$\varphi_{Mt} = \frac{M_{cap\,t}}{M_{cap\,0}} = \frac{3\beta}{1 + 3\beta} = 1 - \frac{1}{1 + 3\beta}, \qquad (13.21)$$

ceea ce corespunde în diagrama de interacțiune din figura 13.22, punctului Ⓒ.

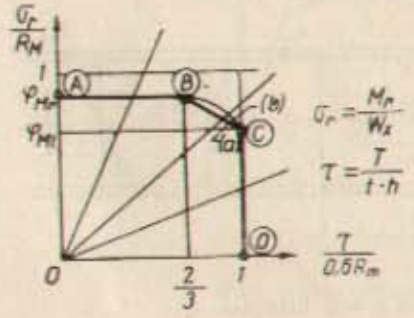



Fig. 13.22. Diagrama de interacțiune *M-T* la grinzi hibride.



Între punctele Ⓑ și Ⓒ în instrucțiuni se folosește o linie dreaptă *a*, ca fiind simplă și acoperitoare. Astfel, în cazurile cînd $\tau > 0{,}4 R_m$ sau $\sigma_r > \varphi_{Mt} \cdot R_M$ se verifică și îndeplinirea relației :

$$\sigma_r \leqslant \left[\varphi_{Mt} + 3(\varphi_{Mr} - \varphi_{Mt})\left(1 - \frac{\tau}{0{,}6 \cdot R_m}\right)\right] R_M. \qquad (13.22)$$

Dacă s-ar admite că pot coexista tensiuni $\sigma$ și $\tau$ ca în figura 13.21, *d*, se obține relația de interacțiune :

$$\sigma_r \leqslant \left[\varphi_{Mt} + (\varphi_{Mr} - \varphi_{Mt})\sqrt{1 - \left(3\frac{\tau}{0{,}6 \cdot R_m} - 2\right)^2}\right] R_M \qquad (13.23)$$

ce corespunde curbei *b* din figura 13.22.

În normele AISC din S.U.A. se stabilește capacitatea portantă la încovoiere folosind ipoteza secțiunilor plane (fig. 13.21, *f*), obținîndu-se în consecință, pe baza notațiilor și a procedeului folosit pentru relația (13.17) :

$$\varphi_{Mr} = 1 - \frac{(1 - \alpha)^2(1 + 0{,}5\,\alpha)}{1 + 3\beta} - \frac{0{,}5\,\alpha(3 - \alpha^2) + 3\beta}{1 + 3\beta}. \qquad (13.24)$$

Pentru cazul interacțiunii încovoiere-forfecare în normele AISC se folosește tot o linie dreaptă asemănătoare cu *a* din figura 13.22, cu particularitățile : $\varphi_{Mr}$ este dat de relația (13.24) ; $2/3 \approx 0{,}6$ ; $\varphi_{Mt} = 0{,}75$. Astfel se cere ca :

$$\sigma_r \leqslant \left[1{,}375 - 0{,}625\frac{\tau}{0{,}6\,\sigma_{cM}}\right]\sigma_{cM} \qquad (13.25)$$

Un calcul asemănător se poate face și pentru grinzile monosimetrice (fig. 13.16, *b*) ; admițînd poziția axei neutre calculată fără a ține seama de plastificarea din zona inferioară a inimii, coeficientul de reducere al rezistențelor de calcul în fibra cea mai solicitată de la talpa inferioară (cu notațiile din figura 13.16, *c*) se determină cu relația :

$$\varphi_{Mr,\,i} = 1 - \frac{\bar{\beta}(1 - \alpha)^2 \cdot (2 + 3 \cdot m + \alpha)}{(1 + m)^2 \cdot (6 - 3m\bar{\beta}) + 2(1 + m)^2 \cdot \beta} ; \quad m = \frac{\sigma_i}{\sigma_s} = \frac{h_i}{h_s} \ldots \qquad (13.17,\ a)$$

$$\bar{\beta} = 2/\beta$$

Influența forței tăietoare poate fi luată în considerare prin relații de interacțiune de tipul (13.22) și (13.23) — relații precizate în instrucțiunile tehnice P108-80.

Stabilitatea generală și stabilitatea locală a inimii și tălpii comprimate se verifică la fel ca pentru grinzile omogene din oțelul folosit în tălpi. Se recomandă ca în cazul stabilității generale să nu se considere contribuția răsucirii (rel. 8.233), ci doar flambajul lateral al tălpii comprimate (rel. 8.243). În cazul grinzilor hibride cu inimi suple se efectuează verificări conform celor expuse în § 13.4.

## 13.4. GRINZI CU INIMI SUPLE*

### 13.4.1. NECESITATE. PRINCIPII DE ALCĂTUIRE. UTILIZARE

Deoarece materialul prevăzut în inima grinzilor cu secțiune plină are eficiență redusă (o unitate de arie a secțiunii transversale, adăugată în tălpi, produce același spor de modul de rezistență la încovoiere ca și trei unități de arie cu care se îngroașă inima), este intuitiv ca pentru sporirea eficienței să se

* La redactarea acestui subcapitol a colaborat șef lucr. ing. I. Diacu din ICB.

adopte inimi care pentru o anumită înălțime să fie cît mai subțiri. Grinzile ale căror inimi au supleţea ce nu mai satisface verificările clasice de stabilitate locală (voalare) se numesc grinzi cu inimi suple.

Posibilitatea adoptării de grinzi cu inimi suple se bazează pe existența unor importante rezerve de capacitate portantă în domeniul postcritic. Valorile limită ale tensiunilor ce corespund stadiului critic, determinate în baza teoriei liniare a voalării, nu au nici o corespondență experimentală în cazul grinzilor reale, cu imperfecțiuni, manifestîndu-se o substanțială capacitate portantă postcritică. Utilizarea comportării postcritice devine indispensabilă în cazul grinzilor din oțeluri cu rezistențe ridicate.

### 13.4.2. SOLICITAREA LA ÎNCOVOIERE

Se constată experimental că în cazul grinzilor cu inimi suple atingerea tensiunii critice de voalare :

$$\sigma_{cr} = k\frac{\pi^2 E}{12(1-\mu^2)}\left(\frac{t}{h}\right)^2; \qquad (13.26)$$

($k = 23.9$ pentru inima articulată în tălpi și $k = 39.6$ pentru inima încastrată în tălpi) nu constituie stadiu limită. Totodată în urma cercetărilor experimentale se observă că în zona comprimată a inimii, cu precădere în fazele avansate ale solicitării, apare o abatere sistematică de la liniaritatea deformațiilor specifice și tensiunilor (v. fig. 13.23, *b*). Stadiul ultim în cazul panourilor încovoiate ale grinzilor cu secțiuni simetrice se atinge prin epuizarea capacității portante a tălpii comprimate. Atunci cînd supleţea tălpii comprimate, legăturile transversale ale grinzii și totodată supleţea inimii sînt în anumite limite, capacitatea portantă a grinzii se epuizează prin atingerea curgerii tălpilor.

Comportarea reală a grinzilor cu inimi suple este apreciată divers în modelele de calcul existente în literatura tehnică. În instrucțiunile P108-80 se consideră, pe baza lucrărilor [47] și [48], că pînă la atingerea tensiunii critice (corespunzătoare inimii articulate în tălpi) se respectă liniaritatea Bernoulli-Navier a tensiunilor $\sigma$ (fig. 13.23, *d*). Suplimentul de încărcare din faza postcritică se apreciază că produce o stare de tensiune ca în figura 13.23, *e*. Distorsiunea tensiunilor de compresiune în faza postcritică se consideră prin coeficientul :

$$\varphi_{Mcr} = \frac{\tau_{cr}}{\tau_M} = \frac{\sigma_{cr}}{R_M} = \left(\frac{145}{h/t}\right)^2 \frac{210}{R_M}. \qquad (13.27)$$

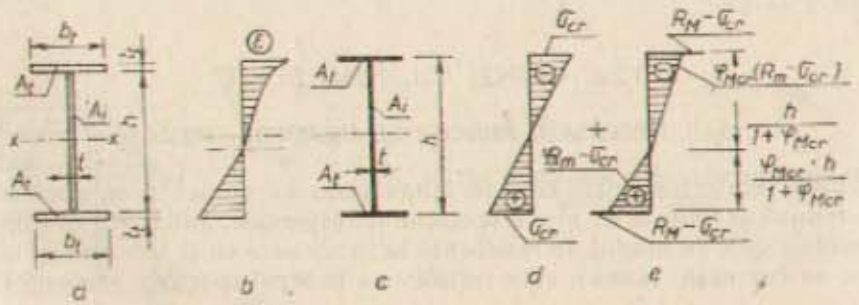



Fig. 13.23. Variația deformațiilor și tensiunilor la grinzi încovoiate.



Momentul încovoietor ultim este suma momentelor capabile din faza critică și cea postcritică :

$$M_u = W_x\cdot\sigma_{cr} + A_i\cdot h\cdot(R_M - \sigma_{cr}) + \frac{1}{2}\cdot t\cdot\frac{h}{1+\varphi_{Mcr}}\cdot\varphi_{Mcr}(R_m - \sigma_{cr})\cdot$$

$$\cdot\frac{2}{3}\frac{h}{1+\varphi_{Mcr}} + \frac{1}{2}t\cdot\frac{\varphi_{Mcr}\cdot h}{1+\varphi_{Mcr}}(R_m - \sigma_{cr})\cdot\frac{2}{3}\frac{\varphi_{Mcr}\cdot h}{1+\varphi_{Mcr}}. \qquad (13.28)$$

Ținînd seama că în urma liniarizării secțiunii (fig. 13.23, *c*) se poate exprima :

$$W_x \approx \frac{I_x}{h/2} \approx \frac{\frac{th^3}{12} + 2\cdot A_i\cdot\left(\frac{h}{2}\right)^2}{\frac{h}{2}} = \frac{1+3\beta}{6}th^2, \qquad (13.29)$$

unde :

$$\alpha = \frac{R_m}{R_M};\ \beta = \frac{2A_i}{A}, \qquad (13.30)$$

rezultă :

$$M_u = W_x\cdot R_M\cdot\varphi_M. \qquad (13.31)$$

în care s-a notat :

$$\varphi_M = \frac{M_u}{W_x\cdot R_M} = \frac{\theta+3\beta}{1+3\beta}; \qquad (13.32)$$

$$\theta = \frac{t^*}{t} = \frac{\varphi_{Mcr}(1+2\alpha-\varphi_{Mcr})}{1+\varphi_{Mcr}}. \qquad (31.33)$$

Deci verificarea capacității portante în domeniul postcritic este :

$$\sigma \leqslant \varphi_M\cdot R_M \qquad (13.34)$$

unde $\sigma = \frac{M}{W_x}$; $W_x$ este calculat în mod obișnuit.

Verificarea capacității portante poate fi făcută și astfel :

$$\sigma^* \leqslant R_M \qquad (13.35)$$

unde : $\sigma^* = \frac{M}{W_x^*}$; $W^*$ se calculează considerînd că grosimea inimii este $t^* = \theta\cdot t$; $\theta$ este conform relației (13.33).

În normele de proiectare AISC [S.1] din S.U.A. se folosește modelul de calcul elaborat de K. Basler și B. Thürlimman conform căruia dacă inima are supleţea astfel încît $\sigma_{cr} \geqslant \sigma_c$ ($\sigma_{cr}$ calculat pentru $k = 36.0$) deci $h/t \leqslant 170\sqrt{240/\sigma_c}$, se poate considera că secțiunea este integral activă la încovoiere, iar cînd supleţea inimii este $h/t = 340\sqrt{240/\sigma_c}$ se consideră că inima este activă în zona comprimată doar cu 30 $t$. Pentru supleţe intermediare ale inimii se folosește o relație liniară care conduce la :

$$\varphi_M = 1 - \frac{1}{1\,000\,\beta}\left[\frac{h}{t} - 170\sqrt{\frac{240}{\sigma_c}}\right]. \qquad (13.36)$$

În normele AISC nu se consideră necesară însumarea reducerilor de capacitate portantă datorită aspectului hibrid al secțiunii și comportării postcritice, recomandînd adoptarea valorilor minime dintre $\varphi_M$, dat de relația (13.24) și $\varphi_M$ dat de relația (13.36).

În norma sovietică [S.31] există prevederi care conduc la :

$$\varphi_M = \frac{\theta + 3\beta}{1 + 3\beta}, \tag{13.37}$$

unde :

$$\theta = \frac{5{,}1}{\bar{n}}\left(1 - \frac{1}{\bar{n}}\right); \quad \bar{n} = \sqrt{\frac{(h/t)^2}{1\,000}\,\frac{R_M}{210}},$$

cu condiția ca : $6 \leqslant \bar{n} \leqslant 13$ adică : $190\sqrt{\frac{210}{R_M}} \leqslant \frac{h}{t} \leqslant 410\sqrt{\frac{210}{R_M}}$.

Recomandările CECM [7], [8] pentru grinzile fără rigidizări prevăd relații care conduc la :

$$\varphi_M = 1 - \frac{0{,}3}{\beta}(1 - \sqrt{\varphi_{Mcr}}) - \frac{(1-\alpha)^2(1+0{,}5\,\alpha)}{1+3\beta}, \tag{13.38}$$

unde :

$$\varphi_{Mcr} = \left(\frac{140}{h/t}\right)^2 \frac{240}{\sigma_{cM}},$$

cu condiția ca $\frac{h}{t} < 350\,\frac{240}{\sigma_{cM}}$.

Dacă suplețea inimii este prea mare componenta $\sigma_n$ produsă datorită schimbării direcției eforturilor din tălpi poate genera pierderea stabilității pe verticală a tălpii comprimate (fig.13.24).

Pentru ca inima să nu-și piardă stabilitatea între tălpi datorită tensiunilor $\sigma_n$ trebuie ca :

$$\frac{\pi^2 E}{12(1-\mu^2)}\left(\frac{t}{h}\right)^2 \geqslant \sigma_n, \tag{13.39}$$

de unde rezultă :

$$\frac{h}{t} \leqslant \sqrt{\frac{\pi^2 E^2}{12 \cdot \beta(1-\mu^2)\cdot\sigma_t(\sigma_t+\sigma_r)}}, \tag{13.40}$$

care pentru $E = 210\,000$ N/mm² ; $\mu = 0{,}3$ ; $\sigma_r = 0{,}5\ \sigma_t$ ; $\sigma_t = \sigma_{cM}$ devine :

$$\frac{h}{t} \leqslant \frac{680}{\sqrt{\beta}}\,\frac{240}{\sigma_{cM}}. \tag{13.41}$$

În normele AISC se aplică relația de mai sus în care s-a particularizat $\beta = \frac{2A_t}{A_i} = 4{,}0$.

Pentru satisfacerea stării limită de stabilitate generală în instrucțiunile P 108-80 se cere ca talpa comprimată să fie legată transversal la distanțe $l_1$ care respectă relația :

$$l_1 \leqslant 11{,}5 \cdot b_1\sqrt{210/R_M}. \tag{13.42}$$

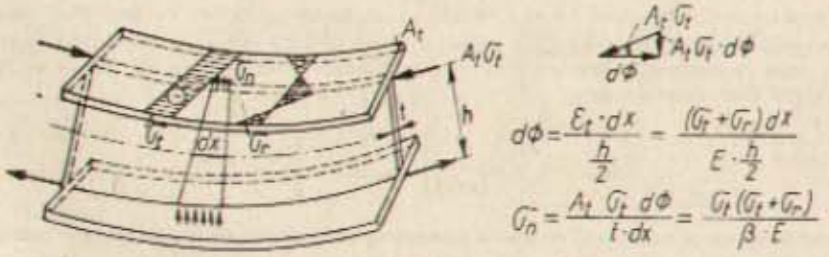



Fig. 13.24.Tensiuni suplimentare $\sigma_n$ datorate încovoierii.



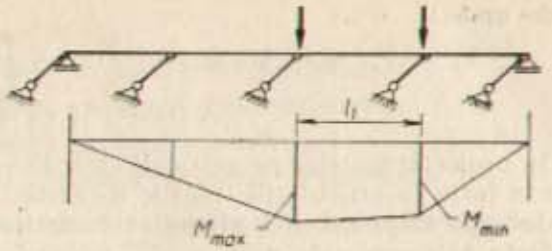



Fig. 13.25. Legături transversale la talpa comprimată.

Ținînd seama de faptul că nu totdeauna grinzile sînt solicitate la capacitatea lor și că diagrama de momente încovoietoare poate fi variabilă pe lungimea barei (fig. 13.25) se recomandă [47] îndeplinirea condiției :

$$l_1 \leqslant 11{,}5 \cdot b_1\sqrt{\frac{210\,\varphi_M\,\xi}{\sigma_{max}}} \tag{13.43}$$

$$l_1 \leqslant 17{,}5 \cdot b_1\sqrt{210/R_M},$$

unde :

$$\sigma_{max} = \frac{M_{max}}{W_x}; \quad \xi = 1{,}75 - 1{,}05\,\frac{M_{min}}{M_{max}} + 0{,}3\left(\frac{M_{min}}{M_{max}}\right)^2 \leqslant 2{,}3.$$

### 13.4.3. SOLICITAREA LA FORFECARE

Grinzile cu inimă suplă rigidizată lucrează la forfecare în faza postcritică (deci cînd $\tau > \tau_{cr}$) ca pseudogrinzi cu zăbrele, cu diagonale întinse. Rolul diagonalelor întinse este realizat de fîșii înclinate de inimă, iar rolul montanților este realizat de rigidizările transversale. Ancorarea fîșiilor de inimă întinse se face în cadrul înconjurător, format din tălpi și rigidizări transversale.

În modelul de calcul folosit în instrucțiunile P 108-80, elaborat în [47], [48], se consideră, ca și în modelul Cardiff [7], [94] că în faza ultimă cedarea se produce ca urmare a formării unui mecanism plastic combinat (fig. 13.26, *a*).

Considerînd cîmpul de tensiuni de întindere, ce se exercită în inimă în faza postcritică, ca avînd o înclinare după diagonala panoului și o formă triunghiulară (fig. 13.26, *b*), și punînd condiția de echilibru, prin proiectarea forțelor pe verticală, rezultă :

$$T_u - T_{cr} = F_d \cdot \sin\,\Phi_d \tag{13.44}$$

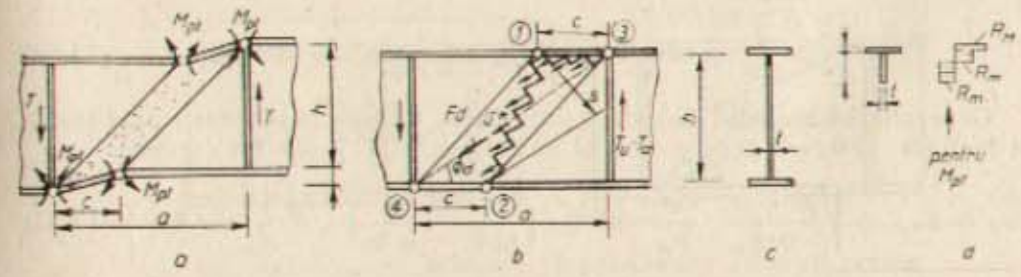



Fig. 13.26. Modul de calcul folosit de instrucțiunile P 108-80.

de unde :

$$T_a = T_{cr} + F_d \cdot \sin \Phi_d = t \cdot h \cdot \tau_{cr} + \left[ (2 \cdot c \cdot \sin \Phi_d) \cdot \frac{1}{2} \sigma^* \cdot t \right] \sin \Phi_d =$$

$$= t \cdot h \cdot \tau_{cr} + t \cdot c \cdot \sigma^* \cdot \sin^2 \Phi_d. \qquad (13.45)$$

În proiecția forțelor pe verticală (rel. 13.44) pentru secțiunea *1—2*, nu intervin forțe în articulațiile plastic mediane, deoarece aici momentul ce se produce pe tălpi datorită cîmpului de întinderi este maxim, iar corespunzător forța tăietoare este nulă.

Izolînd porțiunea de talpă cuprinsă între două articulații plastice ① — ③ și exprimînd echilibrul (ecuație de moment în ③) rezultă :

$$\left( \frac{1}{2} \cdot t \cdot \sigma^* \cdot c \cdot \sin \Phi_d \right) \cdot \frac{2c}{3} \cdot \sin \Phi_d = 2 M_{pl}, \qquad (13.46)$$

de unde rezultă :

$$c = \frac{2}{\sin \Phi_d} \sqrt{\frac{3 M_{pl}}{2 t \sigma^*}}, \qquad (13.47)$$

în care $M_{pl}$ este momentul încovoietor plastic capabil al tălpii la care se consideră, în cazul cînd $\varphi_{T cr} < 0.5$, și o porțiune de inimă de $30\ t(1-2\tau_{cr}/0.6 R_m)$. (v. fig. 13.26, *d*).

Admițînd dependența liniară :

$$\frac{\tau_{cr}}{0.6 \cdot R_m} + \frac{\sigma^*}{R_m} = 1 \qquad (13.48)$$

se obține valoarea $\sigma^*$.

Notînd $\varphi_T = \dfrac{T_a}{t \cdot h \cdot 0{,}6 \cdot R_m}$ și $\varphi_{T cr} = \dfrac{\tau_{cr}}{0{,}6 \cdot R_m}$, (13.49)

pe baza relațiilor (13.44)...(13.49) se obține :

$$\varphi_T = \varphi_{T cr} + \sqrt{\frac{36 \cdot M_{pl}}{t \cdot h^2 R_m} \cdot \frac{1 - \varphi_{T cr}}{1 + (a/h)^2}}, \qquad (13.50)^1$$

iar dacă se pune condiția ca $c \leqslant a/2$ rezultă :

$$\varphi_T \leqslant \varphi_{T cr} + \frac{\sqrt{0{,}75}}{\frac{a}{h} + \frac{h}{a}} (1 - \varphi_{T cr}). \qquad (13.51)$$

În modelul de calcul Cardiff cîmpul de întinderi are o înclinare oarecare $\Phi$ (diferit de $\Phi_d$) care conduce la $T_a$ cu valoarea maximă, o formă dreptunghiulară, iar valoarea $\sigma^*$ se obține pe baza criteriului de echivalență von Mises :

$$\sigma^* = -\frac{3}{2} \tau_{cr} \cdot \sin \Phi + \sqrt{R_m^2 + \left( \frac{9}{4} \sin^2 2\Phi - 3 \right) \cdot \tau_{cr}^2}. \qquad (13.52)$$

Generalizînd modelul de calcul Cardiff, ca urmare a admiterii unei forme și înclinări oarecare pentru cîmpul de întinderi [17], rezultă expresia :

$$\varphi_T = \varphi_{T cr} + \sqrt{\frac{18 \cdot \eta_i \cdot M_{pl}}{t h^2 R_m} \frac{\sigma^*}{R_m} \sin^2 \Phi} + \left( \frac{1}{\operatorname{tg} \Phi} - \frac{1}{\operatorname{tg} \Phi_d} \right) \cdot \sqrt{3} \frac{\sigma^*}{R_m} \sin^2 \Phi, \qquad (13.53)$$

[1] În P 108-80 în locul coeficientului 36 din relația (13.50) este folosită valoarea acoperitoare 25.



în care :

$C_{cr}$ (plăci articulate) — conform (10.43);

$\eta_i = 1$ pentru cîmp de întinderi cu formă dreptunghiulară ;

$\eta_i = 2/3$ pentru cîmp de întinderi cu formă triunghiulară ;

$\eta_i = 8/9$ pentru cîmp de întinderi cu formă parabolică ;

$\eta_i = 1/(\pi - 2)$ pentru cîmp de întinderi cu formă sinusoidală.

Un model de calcul bazat pe cedarea tălpilor prn realizarea unui mecanism plastic de grindă (fig. 13.27,*a*), este modelul Praga — Cardiff [112].

Primul model de calcul la forfecare în domeniul postcritic a fost stabilit de K. Basler în anul 1961 [18], [19]. Conform acestui model de calcul, folosit în normele americane AISC încă din anul 1963, cîmpul de întinderi (fig. 13.27, *b*) este ancorat în rigidizări și are o înclinare $\Phi$ care conduce la valoarea maximă a capacității portante [42]. Pe aceste baze rezultă :

$$\varphi_T = \varphi_{T cr} + \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{1 - \varphi_{T cr}}{\sqrt{1 + (a/h)^2}}. \qquad (13.54)$$

În normele de proiectare din U.R.S.S., pentru grinzi omogene se folosesc relații de calcul care se pot exprima astfel :

$$\varphi_T = \varphi_{T cr} + 2\sqrt{3} \left( \frac{c}{a} \right) (1 - \varphi_{T cr}) \sin \Phi_d \cos \Phi_d, \qquad (13.55)$$

în care $\varphi_{T cr}$ este egal cu cel dat în relațiile (13.49) multiplicat cu 1.22, $\Phi_d$ — unghiul de înclinare al diagonalei panoului față de talpă, iar $\dfrac{c}{a}$ este :

$$\frac{c}{a} = 0{,}05 + 5 \cdot \delta \quad \text{pentru } \delta \leqslant 0{,}03$$

$$\geqslant 0{,}15$$

$$\frac{c}{a} = 0{,}11 + 3\delta \quad \text{pentru } 0{,}03 < \delta \leqslant 0{,}1$$

$$\leqslant 0{,}40$$

unde :

$$\delta = \frac{8 \cdot W_{min}}{t h^2} \left( 1 + \frac{h^2}{a^2} \right)$$

iar $W_{min}$ este modulul de rezistență minim al tălpii împreună cu o zonă de inimă de $15{,}8 \cdot t \sqrt{\dfrac{210}{R_m}}$.

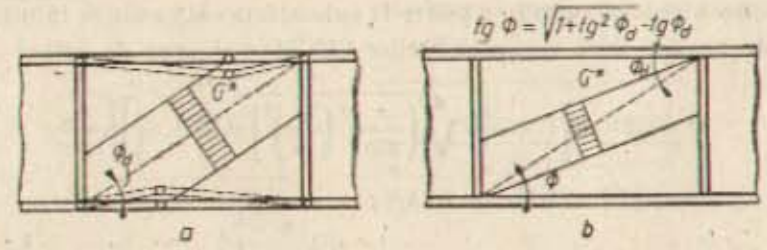



Fig. 13.27. Modelul de cedare „Praga Cardiff" *(a)* și cel propus de K. Basler *(b)*.

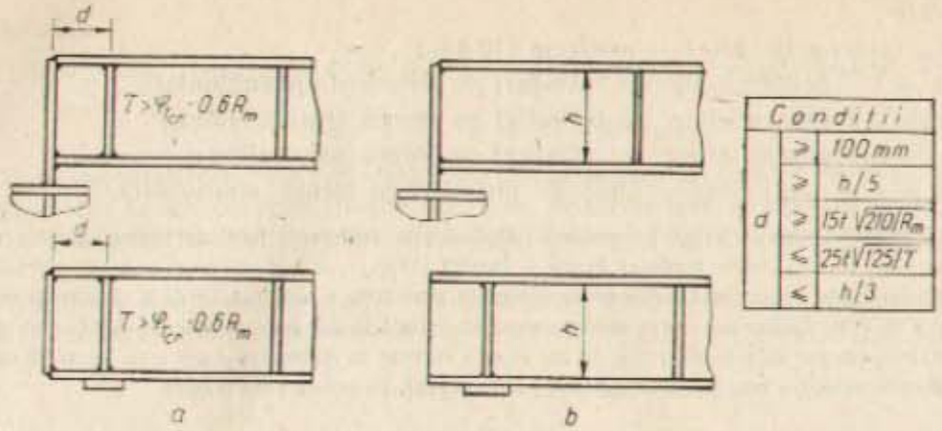



Fig. 13.28. Rigidizări la capetele grinzilor.

Pentru cazul grinzilor fără rigidizări transversale în instrucțiunile P 108-80 se recomandă respectarea condiției :

$$\frac{h}{t} \leqslant 70 \sqrt{\frac{125}{\tau}} \tag{13.56}$$

$$\frac{h}{t} \leqslant 140$$

În recomandările CECM, bazate pe normele de proiectare suedeze, se prevăd pentru grinzile fără rigidizări transversale relații care conduc la :

$$\frac{h}{t} \leqslant 70 \frac{125}{\tau} \sqrt{\frac{R_m}{210}}, \tag{13.57}$$

pentru cazul cînd grinda este rigidizată flexibil la capăt (fig. 13.28, *b*) și pentru grinda la care capătul este fix rigidizat (fig. 13.28, *a*), iar suplețea inimii este pînă la $95\sqrt{210/R_m}$, și la

$$\frac{h}{t} \leqslant 110 \frac{125}{\tau} \sqrt{\frac{R_m}{210}} - 60 \sqrt{\frac{210}{R_m}}, \tag{13.58}$$

pentru cazul cînd capătul grinzii este rigidizat fix (fig. 13.28, *a*), iar suplețea inimii este peste $95\sqrt{210/R_m}$.

Forța concentrată maximă ce poate fi aplicată (axat) asupra inimii grinzilor nerigidizate are (pe baza recomandărilor CECM) valoarea de calcul :

$$P = 20\ t^2 \left[1 + \frac{b_s}{h} \sqrt[4]{\left(\frac{n}{450}\right)^3 \left(\frac{n}{m}\right)^2}\right] 0{,}210\ \varphi_1 \sqrt{\frac{R_m}{210}} \tag{13.59}$$

unde : $[l] = \text{mm}$ ; $[P] = \text{kN}$ ; $n = h/t$ ; $m = b_s/t_s$ ;

$\xi = \frac{a}{t_s} \sqrt[4]{\frac{0{,}75}{m \cdot n}}$ ; $\varphi_1 = \frac{\xi}{1 - e^{-\xi} \cos \xi}$ ; notațiile sînt cele din figura 13.29.



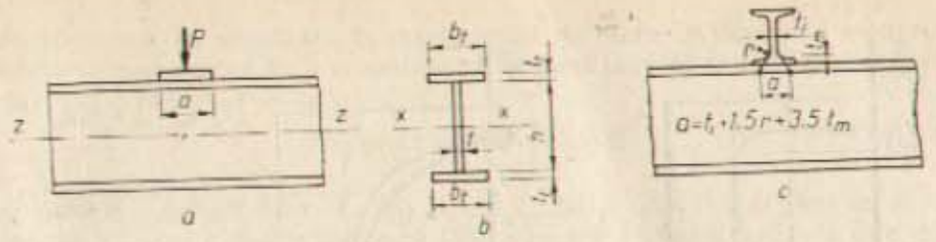



Fig. 13.29. Scheme de aplicare a forțelor concentrate.

Dacă în secțiunea unde se aplică forța concentrată există și moment încovoietor sau forță axială care produc tensiunea $\sigma_z$ în talpă, forța concentrată maximă se reduce astfel :

$$P_r = P \quad \text{dacă} \quad \sigma_z \leqslant 0{,}5\ R_m$$

$$P_r = P \left(1{,}25 - 0{,}5 \frac{\sigma_z}{R_m}\right) \text{ dacă } 0{,}5\ R_m \leqslant \sigma_z \leqslant R_m. \tag{13.60}$$

Cînd valoarea forței concentrate este mai mare decît cea dată, în relațiile (13.59) și (13.60) se vor prevedea rigidizări transversale ce se vor verifica în consecință.

Încărcarea distribuită ce se poate aplica asupra grinzilor nerigidizate are valoarea de calcul :

$$q = l \left(\frac{1\,000}{h/t}\right)^2 \quad [\text{kN/m}] ; [l] = \text{mm} \tag{13.61}$$

### 13.4.4. SOLICITAREA LA ÎNCOVOIERE ȘI FORFECARE

Practic toate modelele de calcul folosite în normele de proiectare recurg în cazul solicitării complexe la folosirea unor relații de interacțiune, în mare parte empirice, verificate prin comparație cu rezultatele experimentale.

În instrucțiunile P 108-80 pe baza [47] și [48] se recomandă interacțiunea din figura 13.30. Normele AISC și recomandările CECM pentru grinzi nerigi-

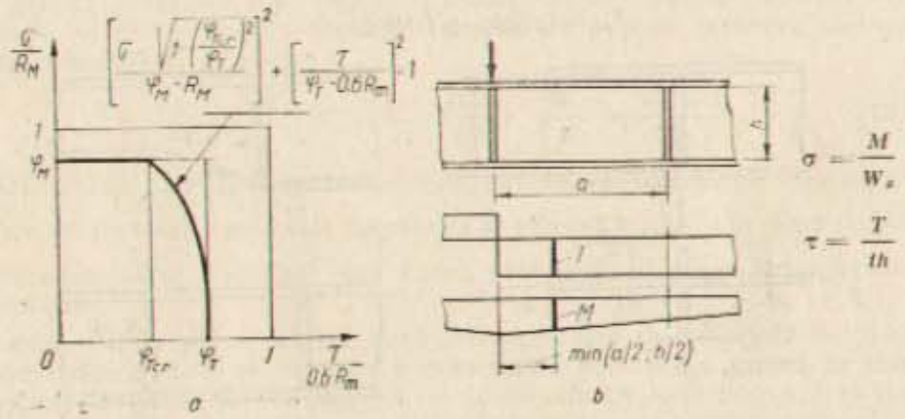



Fig. 13.30. Interacțiunea *M-T* acceptată de P 108-80.

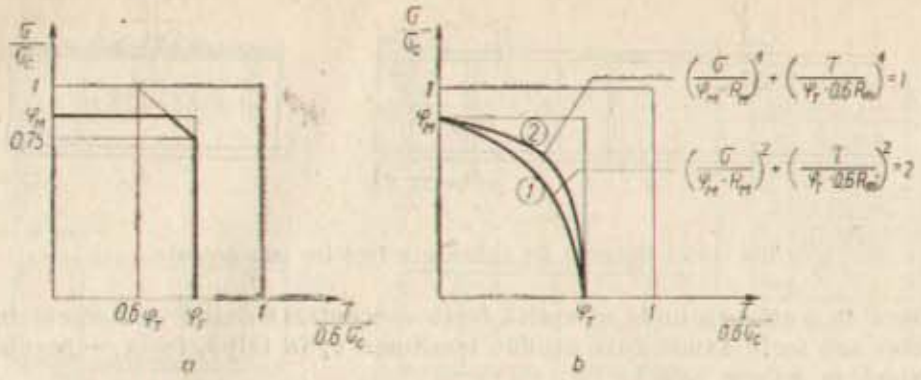


Fig. 13.31. Relații de interacțiune $M$-$T$ acceptate de diferite norme.

dizate utilizează modelul de interacțiune prezentat în figura 13.31, *a*. În normele cehoslovace [S 32] se folosește relația (*1*) din figura 13.31, *b*, iar în normele sovietice se recomandă pentru grinzile omogene interacțiunea conform relației (*2*) din figura 13.31, *b*.

### 13.4.5. RIGIDIZĂRI TRANSVERSALE

Pentru ca grinzile să poată fi considerate rigidizate în instrucțiunile P 108-80 se cere ca să se prevadă rigidizări transversale (pe ambele părți ale inimii) în dreptul tuturor forțelor concentrate și la modificarea înălțimii inimii (fig. 13.32), astfel încît $a/h \leqslant 2$. Se urmărește să se asigure astfel posibilitatea formării mecanismului de cedare admis. Se cere ca atît rigiditatea, cît și rezistența rigidizărilor transversale să satisfacă anumite condiții minime. Pentru rigiditate se pun condiții

$$I_r \geqslant 5 \cdot h \cdot t^3 \frac{\tau}{0.6 \cdot R_m \varphi_T \sqrt{\varphi_{T\sigma}}};$$

$$I_r \geqslant \frac{0.5 \cdot h \cdot t^3}{\sqrt[3]{\varphi_{h\sigma}^4}}; \qquad (13.62)$$

$$I_r \geqslant 3h \cdot t^3,$$

unde :

$$I_r = t_r (2b_r + t)^3/12.$$

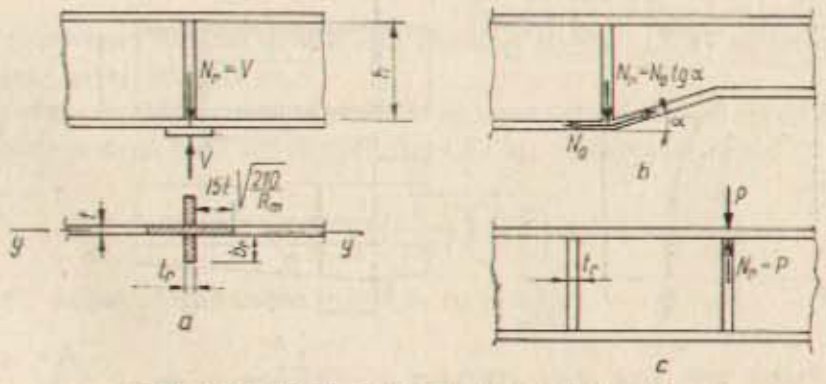


Fig. 13.32. Rigidizări la grinzi cu inimi suple.



Participarea, ca montanți, la mecanismul de lucru în domeniul postcritic, conduce la necesitatea de a considera că fiecărei perechi de rigidizări îi revine forța :

$$N_r = \left(1 - \frac{\varphi_{T\sigma}}{\varphi_T}\right) \cdot t \cdot h \cdot \tau, \qquad (13.63)$$

care trebuie suprapusă cu $N_r$ din figura 13.32, *b*, și se suprapune cu $N_r$ din figura 13.32, *a* și *c* doar cînd forța tăietoare are semne diferite în cele două panouri de inimă adiacente rigidizării ce se calculează. Forța $N_r$, stabilită cu relația (13.63), ce revine unei perechi de rigidizări se ia cea cu valoarea maximă dintre valorile corespunzătoare panourilor adiacente.

Rigidizările trebuie să se verifice la compresiunea $N_r$ (în raport cu axa $y-y$), lungimea de calcul (la flambaj) putînd fi adoptată între $h$ și 0,75 $h$.

## 13.5. FOLOSIREA OȚELULUI CU CARACTERISTICI MECANICE SUPERIOARE LA MĂRIREA CAPACITĂȚII PORTANTE A GRINZILOR METALICE ÎNCOVOIATE

### 13.5.1. CONSOLIDAREA SUB ÎNCĂRCARE A GRINZILOR ÎNCOVOIATE

Consolidarea sub încărcare a elementelor de construcții reprezintă una din posibilitățile de folosire a proprietăților plastice ale oțelului, la calculul elementelor metalice [40].

Consolidarea elementelor metalice sub acțiunea încărcărilor de exploatare este uneori obligatorie în special în situația cînd structurile care necesită consolidarea sînt solicitate de eforturi unitare apropiate de rezistența de calcul și cînd nu există posibilitatea de a se efectua o descărcare înainte de sudarea elementelor care urmează să mărească secțiunea. Aplicarea procedeului clasic de determinare a capacității portante pe baza efortului unitar maxim din grinda care se consolidează nu conduce la rezolvări satisfăcătoare.

Se consideră cazul unei grinzi care se consolidează sub încărcare. Notînd cu $W$ și cu $W_r$ modulul de rezistență al secțiunii de bază și respectiv al secțiunii consolidate, cu $R$ rezistența de calcul și $kR$ efortul maxim unitar în secțiunea grinzii în timpul consolidării, $M$ momentul care produce efortul unitar $kR$ și $M_r = \alpha M$ ($\alpha > 1$), momentul încovoietor pe care urmează să-l preia grinda consolidată, se obține :

$$W = \frac{M}{kR}; \; W_r = \frac{(\alpha - 1)M}{(1-k)R}; \quad \frac{W_r}{W} = \frac{k(\alpha - 1)}{1-k}. \qquad (13.64)$$

Dacă grinda care se consolidează este puternic solicitată ($k \to 1$) raportul $\frac{W_r}{W}$ are valori mari, adică este necesar să se adauge o cantitate mare de metal pentru consolidare. În cazul cînd $k = 1$ problema nu poate fi rezolvată pe această cale.

O soluție rațională se obține dacă se ține seamă de proprietățile plastice ale metalului și dacă se determină capacitatea portantă a grinzii în stadiul de cedare plastică. Cedarea plastică este determinată de formarea articulației plastice care include plastificarea atît a grinzii care se consolidează, cît și a elementelor de consolidare. Grinzile consolidate sub încărcare pot fi conside-

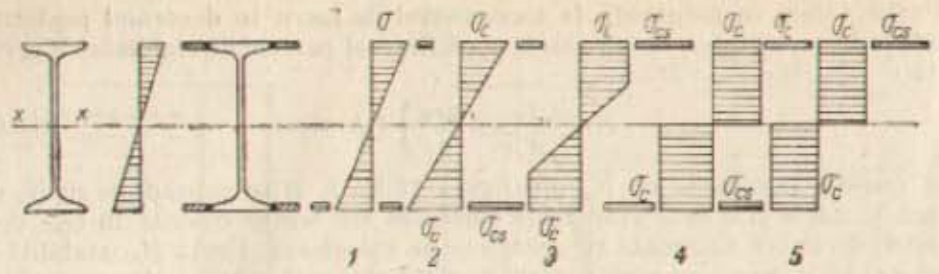


Fig. 13.33. Dezvoltarea eforturilor unitare într-o grindă consolidată (sub încărcare cu lamele laterale din același oțel ($1$, $2$, $4$ — $\sigma_c$) sau din oțel superior ($1$, $3$, $5$ — $\sigma_{cs}$).

rate ca elemente încovoiate, cu tensiuni remanente ; dacă nu apar fenomene premature de voalare în domeniul plastic, tensiunile remanente nu micșorează încărcarea la care se produce formarea articulației plastice a elementului. Pot apare unele deformații premature de un sens sau de altul, după modul în care are loc consolidarea și ordinea de sudare a elementelor de consolidare.

Consolidarea se poate executa atît cu elemente din același oțel cu grinda, cît și cu elemente dintr-un oțel cu caracteristici mecanice mai ridicate ; în ultimul caz capacitatea portantă a elementului consolidat se mărește. În figurile 13.33 și 13.34 este arătată dezvoltarea eforturilor unitare în două cazuri de consolidare sub încărcare.

Grinzile consolidate cu elemente din oțeluri cu caracteristici superioare pot fi considerate ca un caz limită al grinzii hibride. Grinda hibridă pretensionată (v. § 13.5.2) reprezintă și ea un caz limită în care se urmărește evitarea plastificării în situația încărcării cu sarcinile de exploatare ; la grinda consolidată sub sarcină plastificările premature pot apare în elementul care se consolidează, dar dezvoltarea lor este împiedicată de elementele de consolidare care rămîn încă în domeniul elastic. Grinda hibridă se situează între cele două cazuri susmenționate.

În consecință calculul unor astfel de grinzi în metoda stărilor limită se poate face pe baza diagramelor de solicitare în stadiul limită (v. fig. 13.33 și 13.34) cărora li se va aplica un coeficient al condițiilor de lucru $m = 0.85...0{,}9$; ($M_{calc} = m \cdot M_p$).

Valoarea $M_p$ este dată de :

$$M_p = 2(S_T + S_{pb})\sigma_c ; \tag{13.65}$$

$$M_p = 2S_T\,\sigma_c + 2S_{pb} \cdot \sigma_{cs} \tag{13.66}$$

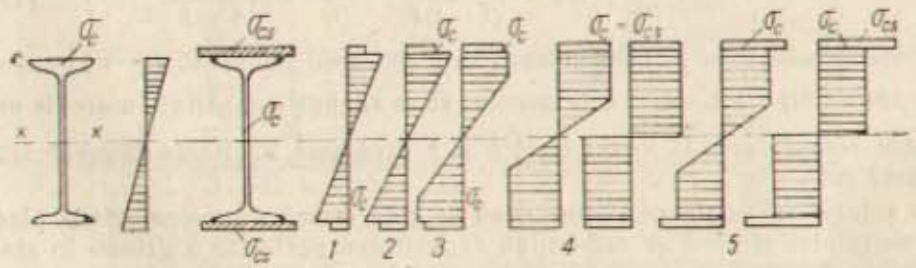


Fig. 13.34. Dezvoltarea eforturilor unitare într-o grindă consolidată (sub încărcare) cu table suprapuse din același oțel ($1$, $2$, $3$, $4$ — $\sigma_c$) sau din oțel superior ($1$, $2$, $3$, $5$ — $\sigma_{cs}$).



în care $S_T$ este momentul static al unei jumătăți de profil, iar $S_{pb}$ — momentul static al platbandelor de consolidare de la o talpă în raport cu axa $x-x$.

Este necesar să fie luate toate măsurile pentru a se asigura elementul împotriva fenomenelor de voalare în domeniul plastic sau de pierdere generală a stabilității.

### 13.5.2. PRETENSIONAREA CU AJUTORUL PLATBANDELOR DIN OȚEL CU CARACTERISTICI MECANICE SUPERIOARE

Metoda constă în introducerea unor eforturi inițiale în elementele grinzilor hibride alcătuite din profile din oțel carbon obișnuit cărora li se aplică un moment încovoietor de sens contrar cu momentul produs de încărcările exterioare după care se sudează pe tălpi platbande din oțel slab aliat cu caracteristici mecanice superioare. Practic procedeul se realizează prin încovoierea cu ajutorul unor prese a profilului, ale cărui tălpi sînt ținute în contact cu platbandele. În timpul menținerii ansamblului în poziția deformată se sudează platbandele de tălpi (fig. 13.35).

Aplicînd un moment de sens contrar celui care apare sub încărcările de exploatare, în profilul cu moment de inerție $I_x$ apare o stare de eforturi unitare ca cea din figura 13.36, *a*, unde :

$$\sigma_{(-)} = -\frac{M}{I_x}\frac{h}{2}. \tag{13.67}$$

După sudarea tălpilor din oțel superior și descărcare (fig. 13.36, *b*), considerînd că prin efectele termice care se produc nu apar solicitări suplimentare în elemente și nici tensiuni remanente în elementul compus, eforturile unitare din grindă vor fi :

$$\sigma = +\frac{M}{I'_x}y = +\frac{M}{kI_x}y, \tag{13.68}$$

în care $I'_x = kI_x$ ($k > 1$) este momentul de inerție al secțiunii compuse.

Fig. 13.35. Pretensionarea grinzilor hibride :
1 — oțel obișnuit ; 2 — platbande din oțel superior.

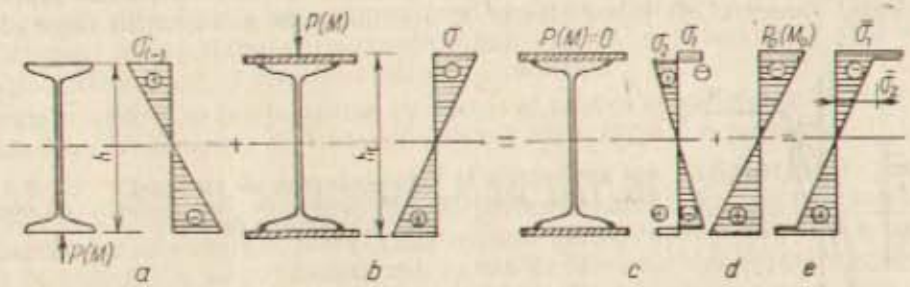


Fig. 13.36. Eforturi unitare în grinda hibridă cu eforturi inițiale (pretensionată).

Din suprapunerea stării de eforturi rezultată din încărcare (fig. 13.36, *a*) cu cea obținută prin descărcare (fig. 13.36, *b*) în platbandele din oțel superior efortul unitar (fig. 13.36, *c*) va fi :

$$\sigma_1 = \frac{M}{kI_x}\frac{h_t}{2}, \tag{13.69}$$

iar în fibra extremă a profilului :

$$\sigma_2 = \frac{M}{kI_x}\frac{h}{2} - \frac{M}{I_x}\frac{h}{2} = -\frac{Mh}{2I_x}\frac{k-1}{k}. \tag{13.70}$$

Sub acțiunea unui moment $M_0$ produs de încărcările exterioare (fig. 13.36, *d*), eforturile care apar în elementul compus sînt (fig. 13.36, *e*) :

— *în platbandă* :

$$\bar{\sigma}_1 = \frac{M}{kI_x}\frac{h_t}{2} + \frac{M_0}{kI_x}\frac{h_t}{2} = \frac{M + M_0}{kI_x}\frac{h_t}{2}; \tag{13.71}$$

— *în profil* :

$$\bar{\sigma}_2 = +\frac{M_0 h}{2kI_x} - \frac{Mh(k-1)}{2kI_x} = \frac{h[M_0 - M(k-1)]}{2kI_x}. \tag{13.72}$$

Este necesar ca eforturile $\bar{\sigma}_1$ și $\bar{\sigma}_2$ să nu depășească valorile rezistențelor de calcul corespunzătoare oțelurilor din care sînt confecționate platbandele, respectiv profilul.

## 13.6. ELEMENTE DE CONSTRUCȚII PRETENSIONATE

### 13.6.1. GENERALITĂȚI

Pretensionarea este procedeul prin care se creează pe parcursul executării sau montării în întreaga structură sau numai în anumite secțiuni sau elemente ale ei, de obicei în cele mai solicitate, eforturi de semn opus celor care ar rezulta din acțiunile exterioare.

Eforturile de pretensionare se realizează în mod obișnuit cu ajutorul fasciculelor din vergele de oțel, a cablurilor din sîrme împletite (toroane), avînd o rezistență de rupere ridicată, 1 200...2 000 N/mm². La fel se pot folosi bare rigide din oțel cu rezistență de rupere de 700...1 000 N/mm², dar lungimea acestora este mai mică.

După efectuarea pretensionării, încărcarea exterioară este preluată de elementul de construcție rigid, realizat din oțel normal, cît și de elementele de pretensionare, flexibile. Se reușește în acest fel să se utilizeze mult mai favorabil domeniul de lucru elastic al oțelului prin mărirea lui (fig. 13.37).

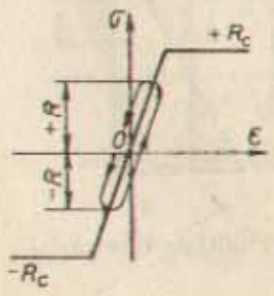



Fig. 13.37. Mărirea domeniului de lucru elastic al oțelului prin pretensionare.



În diagrama caracteristică a oțelului $\sigma-\varepsilon$, a lui Prandtl, s-a reprezentat efortul de calcul de compresiune ($-R$) într-o bară a unei grinzi cu zăbrele, rezultat din acțiunile exterioare. Efectuînd pretensionarea grinzii, efortul de calcul ($-R$) se micșorează, anulîndu-se, ajungînd pînă la efortul de calcul de întindere ($+R$). În continuare se poate dispune pe grindă o nouă încărcare exterioară care să conducă la un efort unitar egal cu suma ($-R$), ($+R$). Operația de pretensionare-încărcare se poate repeta. În acest mod domeniul de lucru elastic a fost extins în intervalul celor două limite, rezistența de calcul la compresiune, respectiv la întindere, obținîndu-se reducerea consumului de oțel, iar în multe cazuri reglarea deformațiilor și mărirea stabilității construcției.

13.6.1.1. **Metodele de pretensionare.** Pentru realizarea pretensionării construcțiilor metalice se pot utiliza elemente de pretensionare conduse după un anumit contur și ancorate în construcție sau alte mijloace, care sînt aplicabile construcțiilor metalice cu inimă plină sau cu zăbrele, static determinate sau nedeterminate. Cele mai cunoscute procedee de pretensionare sînt :

— pretensionarea cu ajutorul elementelor de diverse forme realizate din oțel de înaltă rezistență : fascicule din sîrme, cabluri împletite, toroane etc. ;

— introducerea unor încovoieri de sens contrar celor provenite din acțiunile exterioare în unele elemente izolate și asamblarea lor prin sudură, astfel ca din acțiunea unor încărcări exterioare ulterioare să lucreze ca un tot unitar (v. și § 13.5.2) ;

— modificarea poziției reazemelor unor structuri static nedeterminate (grinzi continue, arce, cadre etc.) în scopul obținerii unor eforturi favorabile în anumite secțiuni sau bare ale construcției în vederea preluării celor din acțiunile exterioare ;

— încărcarea temporară în decursul montajului a unor părți din construcție (console, deschideri izolate) sau chiar a întregii construcții și fixarea lor ulterioară sub acțiunea încărcării, în vederea unei distribuții mai raționale a eforturilor ;

— dispunerea în lungul tălpii întinse a grinzii încovoiate a unor elemente realizate din oțel de înaltă rezistență și apoi fixarea lor continuă, după ce în prealabil li s-au creat un efort de întindere de o anumită mărime ;

— pretensionarea sistemelor din cabluri în care s-au creat eforturi de întindere de o valoare mai mare decît cele de compresiune ce ar proveni din acțiunile exterioare, astfel încît construcția este realizată integral din elemente flexibile, solicitate în decursul exploatării numai la eforturi de întindere.

În funcție de sistemul static și constructiv al structurii, pretensionarea se poate realiza în întregime pe parcursul execuției, în perioada montajului, după dispunerea parțială sau completă a încărcărilor permanente. De asemenea se poate efectua în una sau mai multe etape prin alternarea de pretensionări și dispuneri a acțiunilor permanente, cînd efectul economic este mai substanțial, dar cu prețul unei execuții mai complexe.

Pretensionarea se poate utiliza cu succes și pentru consolidarea elementelor de structură existente, în vederea sporirii capacității lor portante.

13.6.1.2. **Elemente de pretensionare și ancorarea lor.** Elementele de pretensionare au un rol important în realizarea pretensionării, asigurînd prin întindere și fixarea lor în ancoraje, lucrul construcției, corespunzător condițiilor prevăzute în calcul. Ele se pot realiza sub formă de fascicule din vergele de oțel de rezistență mare, cabluri împletite din sîrme de oțel, toroane și mai rar din bare din oțel superior.

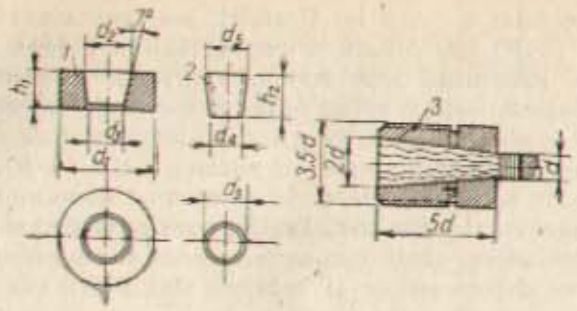



Fig. 13.38. Ancoraje tip inel-con : 1 — inel ; 2 — con ; 3 — ancoraj tip pahar.

La alcătuirea elementelor de preîntindere sub formă de fascicule, diametrul sîrmelor se ia în mod obișnuit de 2,5...5 mm, dispunîndu-se după perimetrul unui cerc cu ajutorul unor spirale din sîrmă obișnuită sau al unor cupoane din oțel rotund de 50...60 mm lungime, așezate la 800...1 000 mm. Sîrmele cu diametrul mai mic sînt expuse coroziunii și deteriorărilor mecanice mult mai intens decît cele cu diametrul mai mare, care au în schimb rezistențe mai reduse. În construcțiile metalice fasciculele lucrează în condiții mai grele din care cauză rezistențele de calcul se adoptă cu valori mai reduse.

Se recomandă ca înaintea punerii în operă, fasciculele să fie întinse cu un efort care să-l depășească pe cel de exploatare cu 10...15%, în scopul majorării modulului de elasticitate, a cărui valoare se poate lua $(1,9...2,0)10^5$ N/mm² și a uniformizării eforturilor de pretensionare între sîrme.

Ancorarea fasciculelor se realizează în mod obișnuit cu inel și con (fig. 13.38), întinderea sîrmelor și presarea dopului tronconic făcîndu-se cu prese hidraulice.

Elementele de pretensionare realizate din cabluri din sîrme împletite necesită o manoperă la șantier mai redusă, mai simplă și mai comodă, întrucît ele sînt livrate complet din uzină. Sînt mai scumpe și au un modul de elasticitate mai scăzut $E = (0,9...1,2)10^5$ N/mm², astfel încît este și mai mult necesară preîntinderea lor în standuri speciale, înainte de a fi montate în construcție, modulul lor de elasticitate putîndu-se majora pînă la $E = (1,6...1,7)10^5$ N/mm². Fixarea cablurilor se realizează în ancoraje tip pahar sau ancoraje manșon cu con, executate din oțel normal sau slab-aliat (fig. 13.38). După desfășurarea sîrmelor cablului, în pahar se toarnă un aliaj pe bază de zinc sau plumb-staniu, care să nu depășească la topire temperatura de 460...480°C pentru a nu produce recoacerea sîrmelor, iar temperatura de solidificare să nu fie sub 240°C.

Elementele de preîntindere sub formă de bare rotunde, laminate la cald și tratate termic cu $R_r = (500...700)$ N/mm² sau mai mult, se folosesc numai sub formă rectilinie și cu lungimi scurte. Ancorarea lor se realizează cu piulițe executate din aceeași calitate de oțel ca și barele (fig. 13.39).

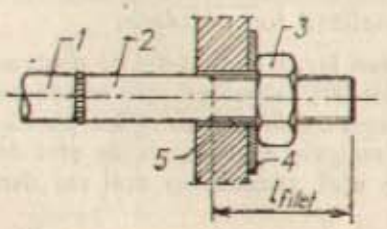



Fig. 13.39. Ancoraj cu piuliță de fixare : 1 — elemente de pretensionare ; 2 — element de capăt ; 3 — piuliță de fixare ; 4 — placă de rezemare ; 5 — elementul de construcție.



În construcțiile metalice se impune realizarea unor ancoraje ale elementelor de pretensionare cît mai eficace, dar în același timp simple și cu posibilități de efectuare a pretensionării în etape pentru o reglare cît mai favorabilă a eforturilor și obținerea unor efecte economice cît mai substanțiale.

### 13.6.2. GRINZI CU INIMĂ PLINĂ, PRETENSIONATE

13.6.2.1. **Dispunerea elementelor de preîntindere și alcătuirea secțiunilor.** Dispunerea elementelor de preîntindere se poate realiza în mai multe feluri (fig. 13.40) :

— în limitele gabaritului grinzii, avînd conturul rectiliniu, (fig. 13.40, *a*...13.40, *c* și 13.40, *g*) sau poligonale (fig. 13.40, *e*), numărul elementelor fiind constant (fig. 13.40, *a*, 13.40, *b* și 13.40, *g*) sau variabil (fig. 13.40, *c*) ;

— în afara gabaritului grinzii (fig. 13.40, *d* și 13.40, *f*).

Elementele de preîntindere pot fi conduse pe toată deschiderea grinzii (fig. 13.40, *a* și 13.40, *e*) sau numai pe anumite porțiuni ale deschiderii, numărul lor putînd fi constant (fig. 13.40, *b*) sau variabil (fig. 13.40, *c*).

Elementele de pretensionare se conduc de-a lungul tălpilor întinse, simetric față de planul grinzii. În figura 13.40, *g* este indicat modul de dispunere a elementelor de pretensionare la o grindă continuă cu două deschideri. Se recomandă ca dispunerea elementelor de preîntindere să fie astfel efectuată, încît să se obțină o reducere cît mai importantă a solicitărilor din acțiunile exterioare, fără complicații de ordin constructiv (elementele de preîntindere să fie pe cît posibil rectilinii și numărul lor minim).

Secțiunea transversală a grinzilor cu inimă plină pretensionate se realizează nesimetric, talpa întinsă, la nivelul căreia se dispun elementele de preîntindere, avînd aria mai redusă decît a celei comprimate (fig. 13.41). În pro-

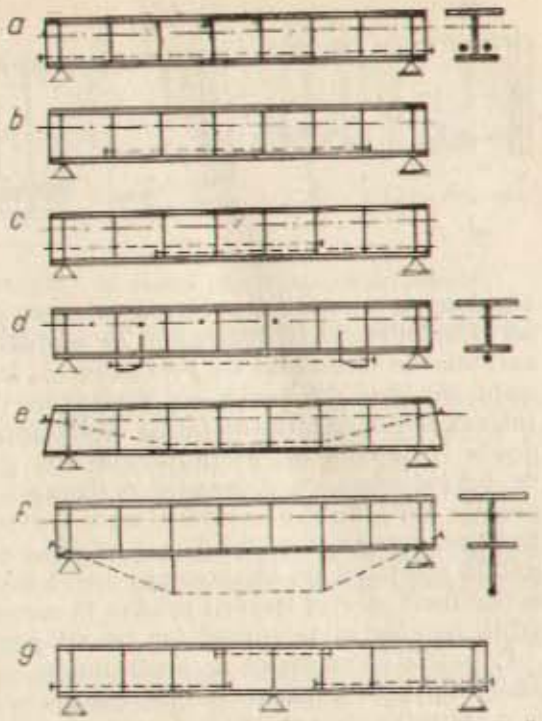



Fig. 13.40. Sisteme de grinzi cu inimă plină, pretensionate.

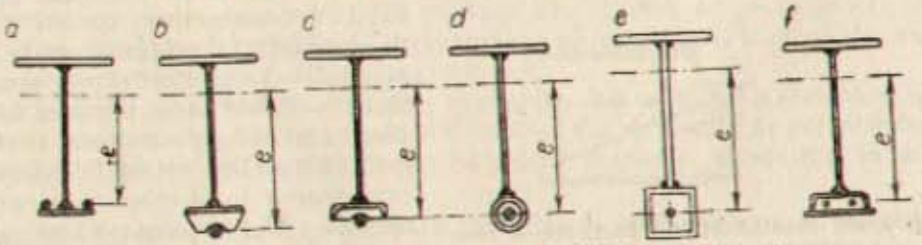



Fig. 13.41. Secțiuni de grinzi cu inimă plină, pretensionate.

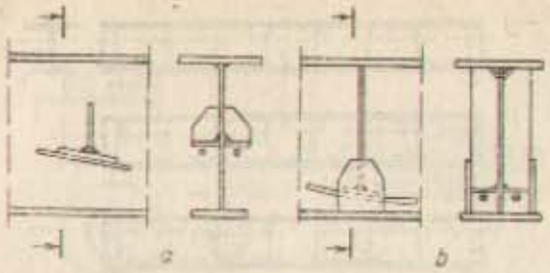


Fig. 13.42. Ghidarea elementelor de pretensionare poligonale.

cesul pretensionării în această talpă se pot produce eforturi de compresiune, iar împiedicarea fenomenului de pierdere a stabilității se obține prin fixarea acesteia de elementul de preîntindere, la anumite intervale, prin intermediul unor cupoane din teavă sau diafragme (fig. 13.41, *a*...13.41, *c*). Dacă talpa întinsă este realizată sub formă de secțiune tubulară, elementul de preîntindere poate fi condus în interiorul acesteia (fig. 13.41, *d*...13.41, *f*). Elementele de preîntindere cu dispunere poligonală sau parabolică pot fi menținute în poziția din proiect cu ajutorul unor nervuri-suport intermediare (fig. 13.42, *a*). Este necesar ca în astfel de cazuri să se realizeze o racordare cu o rază convenabilă a celor două aliniamente ale elementului de preîntindere (fig. 13.42, *b*) astfel încît efectul frecării produs în momentul întinderii acestuia să fie neglijabil, iar efortul în lungul lor pe cît posibil să fie constant.

Capetele elementelor de preîntindere se fixează în părțile frontale ale grinzilor, obișnuit în dreptul tălpii inferioare (fig. 13.43, *a*) sau în console dispuse la o anumită distanță de reazeme și prinse în talpa inferioară (fig. 13.43, *b*). În astfel de zone este necesară dispunerea de rigidizări pe inima grinzilor pentru împiedicarea fenomenului de voalare, eforturile din elementele de preîntindere fiind importante.

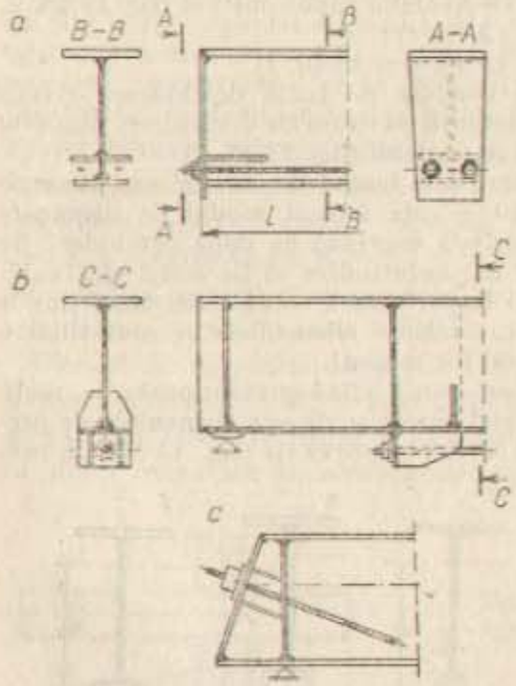



Fig. 13.43. Posibilități de ancorare a elementelor de pretensionare.

13.6.2.2. **Calculul grinzilor cu inimă plină, pretensionate.** Considerînd secțiunea dublu T nesimetrică a unei grinzi pretensionate (fig. 13.44, *a*), solicitată de acțiuni exterioare — greutate proprie și parțial acțiuni permanente — efortul din elementul de preîntindere fiind nul, grinda se comportă ca un sistem static determinat și tensiunile sînt cele din figura 13.44, *b*. În etapa următoare se introduce în elementul de preîntindere efortul $V$, determinat. Din acțiunea acestuia, grinda fiind de asemenea sistem static determinat, în secțiune apare momentul $-Ve$ și efortul de compresiune $-V$, ale căror tensiuni în secțiune sînt cele prezentate în figura 13.44, *c*. Din acțiunile exterioare următoarea în secțiune apare momentul $M_p$, corespunzător sistemului static determinat, dar și o



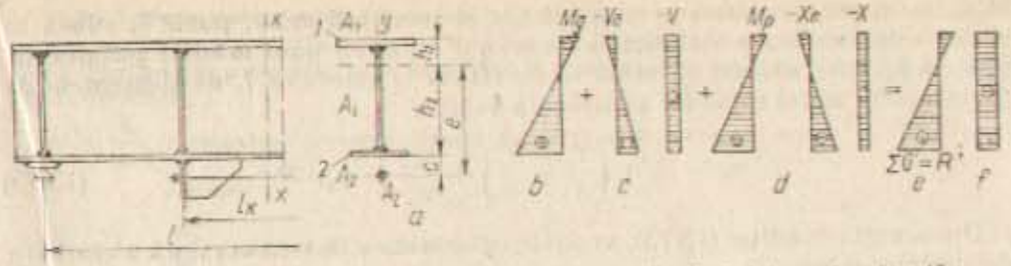



Fig. 13.44. Tensiuni în secțiunea grinzilor cu inimă plină *(a)*, pretensionată : *b* — din încărcarea permanentă ; *c* — din efortul de pretensionare V ; *d* — din încărcarea temporară ; *e* — tensiuni din încărcarea totală ; *f* — caz cînd momentul din acțiuni exterioare este egal cu cel din pretensionare, dar de semn opus.

creștere a efortului în elementul de preîntindere $X$, care în secțiune conduce la un efort axial $-X$ și momentul încovoietor $-Xe$, tensiunile pe înălțimea secțiunii fiind analoage cu cele din figurile 13.44, *b* și 13.44, *c*. Tensiunile din aceste faze, cît și din faza finală, nu trebuie să depășească rezistențele de calcul.

În elementul de preîntindere, din suma eforturilor axiale $V$ și $X$ se impune de asemenea condiția ca tensiunea să nu depășească rezistența de calcul corespunzătoare.

O repartizare ideală a tensiunilor în secțiunea cea mai solicitată s-ar obține în cazul cînd tensiunile din momentele încovoietoare s-ar anula, în secțiune rezultînd numai tensiuni de compresiune produse de $V$ și $X$ *(fig. 13.44, f)*.

Condițiile de mai sus se exprimă prin relațiile

$$\sigma_{(1)} = -\frac{n_2 V + X}{A} - \frac{M_g + M_p - (n_2 V + X)e}{W_1} \leqslant R, \qquad (13.72)$$

$$\sigma_{(2)} = -\frac{n_2 V + X}{A} + \frac{M_g + M_p - (n_2 V + X)e}{W_2} \leqslant R, \qquad (13.73)$$

$$\sigma_1 = \frac{n_2 V + X}{A_1} \leqslant R_t, \qquad (13.74)$$

în care :

$A$, $A_1$ este aria secțiunii grinzii, respectiv a elementului de preîntindere ;
$W_1$, $W_2$ — modulele de rezistență ale secțiunii grinzii în raport cu fibra superioară, respectiv inferioară a secțiunii ;
$e$ — distanța de la elementul de preîntindere la axa de greutate a grinzii ;
$n_1$, $n_2$ — coeficienți ai acțiunilor pentru efortul de preîntindere cînd determinarea acestuia nu se poate efectua precis.

Se adoptă $n_1 = 1{,}1$ cînd la verificarea structurii eforturile din acțiunile exterioare au același semn cu cele produse din efortul de preîntindere sau cînd eforturile din elementele de preîntindere au valori mai mari și de semn opus celor provenite din acțiunile exterioare.

Se adoptă $n_2 = 0.9$ cînd eforturile provenite din acțiunile exterioare sînt mai mari și de semn opus celor produse de efortul din elementul de preîntindere.

Dacă efortul din elementul de preîntindere se poate determina în mod precis, $n_1 = n_2 = 1$.

Datorită faptului că în faza realizării efortului de pretensionare $V$, tensiunea $\sigma_2$ în talpa inferioară poate fi de compresiune, iar aceasta fiind puțin dezvol-

tată în raport cu planul $y-y$, zvelteţea ei rezultînd mare, poate fi adusă în situaţia de pierdere a stabilităţii. În scopul obţinerii unor mărimi acceptabile pentru $\varphi_{yt}$ este necesar ca talpa să fie fixată la intervale $l_1$ de elementele de preîntindere astfel ca să fie satisfăcută relaţia

$$\sigma_2 = -n_1\left(\frac{V}{A} + \frac{V_e}{W_2}\right) + \frac{M_g}{W_2} \leqslant \varphi_{yt} \cdot R. \tag{13.75}$$

Din această condiţie (13.73), se poate determina valoarea maximă a efortului de pretensionare

$$V \leqslant \frac{\varphi_{yt} W_2 R + M_g}{n_1(W_2 + A_e)} \cdot A. \tag{13.76}$$

S-a adoptat coeficientul acţiunilor $n_1 = 1{,}1$ pentru că tensiunea $\sigma_{(2)}$ din acţiunea lui $V$ este mai mare şi de semn opus celei produse din $M_g$.

În procesul pretensionării este necesar ca efortul din elementul de preîntindere să aibă valoarea ceva mai mare decît cea prevăzută în calcul, avînd în vedere pierderile de tensiune ca urmare a relaxării materialului elementelor de preîntindere, a alunecărilor din ancoraje, cît şi a deformaţiei ancorajelor şi construcţiei în dreptul acestora. De aceste fenomene se ţine seamă prevăzînd un efort iniţial mai mare $V'$, astfel ca în final să rezulte efortul prevăzut în calcul $V$

$$V' = \frac{V}{0{,}95} + \Delta a \frac{A_t E_t}{l_t}. \tag{13.77}$$

Coeficientul 0,95 ţine seamă de relaxarea materialului, $l_t$ este lungimea elementului de preîntindere, $E_t$ şi $A_t$ — modulul de elasticitate, respectiv aria elementului de preîntindere, iar $\Delta a$ ţine seamă de alunecările din ancoraje şi de deformabilitatea acestora ; se adoptă 0,1 cm în cazul ancorării sub formă de tijă filetată cu piuliţă şi 0,2 cm cînd între construcţie şi ancoraje se prevăd şaibe sau rondele pentru transmiterea efortului la elementul de construcţie.

Creşterea efortului din elementul de preîntindere rectiliniu din acţiunile exterioare, după ce s-a efectuat pretensionarea cu efortul $V$, se determină cu relaţia cunoscută.

$$X = -\frac{\delta_{1p}}{\delta_{11}} = -\frac{\int m M_p \frac{dx}{EJ_x}}{\int m^2 \frac{dx}{EJ_x} + \frac{1 \cdot l_t}{EA} + \frac{1 \cdot l_t}{E_t A_t}}. \tag{13.78}$$

În această relaţie s-a luat în considerare atît deformaţia liniară a elementului de preîntindere din efortul unitar, cît şi a grinzii pe lungimea elementului de preîntindere, dar care are valori neînsemnate.

Tensiunea în elementul de preîntindere se verifică cu relaţia

$$\sigma_t = \frac{n_1 V + X}{A_t} \leqslant R_t. \tag{13.79}$$

Rezistenţele de calcul pentru fascicule din sîrmă netedă şi pentru cabluri din sîrmă, împletite, rezultă din multiplicarea rezistenţelor de rupere cu un coeficient $\alpha_t = 0{,}70$, iar în cazul cînd sîrmele sînt zincate coeficientul se reduce a $\alpha_t = 0{,}65$.



13.6.2.3. **Proiectarea optimă a grinzilor cu inimă plină pretensionate.** Pentru grinzile cu inimă plină, secţiune dublu T nesimetrică, cu elementul de preîntindere rectiliniu, dispus la nivelul tălpii inferioare, se poate determina cu suficientă exactitate aria secţiunii, adoptîndu-se următorii parametrii :

$K = \frac{A_i}{A}$ — coeficient ce caracterizează ponderea ariei inimii în raport cu aria totală a grinzii ;

$a = \frac{h_2}{h_1} = \frac{W_1}{W_2}$ — asimetria secţiunii;

$\lambda = \frac{h_i}{t_i}$ — zvelteţea inimii.

Diferitele caracteristici ale secţiunii grinzii se pot exprima făcînd aproximaţia că înălţimea grinzii este egală cu înălţimea inimii şi egală cu distanţa dintre centrele de greutate ale tălpilor, adică $h = h_i = h_1 + h_2$ (fig. 13.45). Astfel :

$A = A_1 + A_i + A_2$,

$A_i = t_i h_i = \frac{h_i^2}{\lambda} = AK$, $\qquad W_1 = \sqrt{\lambda K A^3}\left[\frac{6a - K(1+a)^2}{6(1+a)}\right]$,

$A_1 = A\left(\frac{a}{1+a} - \frac{K}{2}\right)$, $\qquad W_2 = \sqrt{\lambda K a A^3}\left[\frac{6a - K(1+a)^2}{6a(1+a)}\right]$,

$A_2 = A\left(\frac{1}{1+a} - \frac{K}{2}\right)$.

$h = \sqrt{\lambda K A}$,

$h_1 = \frac{1}{1+a}\sqrt{\lambda K A} = \frac{1}{1+a}h$, $\qquad I_x = \lambda K A^3 \frac{6a - K(1+a)^2}{6(1+a)^3}$,

$h_2 = \frac{a}{1+a}\sqrt{\lambda K A} = \frac{a}{1+a}h$, $\qquad \beta = \frac{n_1 V + X}{n_1 V}$. (13.80)

Coeficientul $\beta$ reprezintă importanţa creşterii efortului de preîntindere $X$ faţă de efortul iniţial de întindere $V$, numit coeficient de autotensionare.

Din relaţiile (13.72) şi (13.73), în care s-a considerat $M_t = 0$, se elimină $M_g$, utilizîndu-se şi relaţia (13.75), de asemenea fără $M_g$, se exprimă parametrul $K$ în funcţie de coeficientul de asimetrie $a$ şi cel de autotensionare $\beta$.

$$K = \frac{6a[a - (1-\beta)]}{(1+a)[a(1-\beta) - (1+\beta)]}. \tag{13.81}$$

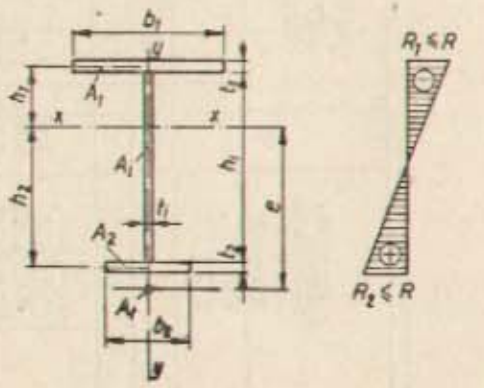
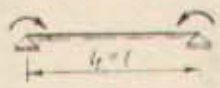
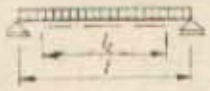
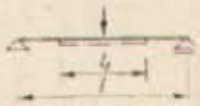



Fig. 13.45. Schemă de calcul.

**Coeficienți pentru proiectarea grinzilor cu inima plină pretensionate cu element de preîntindere rectiliniu**

| Încărcare | | |  | | | | |  | | | | |  | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $\frac{E\,R_t}{E_t R_c}$ | | | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 |
| $l_t/l$ | | | 1,00 | 1,00 | 1,00 | 1,00 | 1,00 | 0,782 | 0,757 | 0,740 | 0,729 | 0,721 | 0,584 | 0,555 | 0,535 | 0,521 | 0,511 |
| 0 | | | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 9 | 10 | 11 | 12 | 13 | 14 | 15 |
| | 1,0 | *a* | 2,46 | 2,11 | 1,95 | 1,87 | 1,82 | 2,05 | 1,92 | 1,84 | 1,79 | 1,76 | 1,96 | 1,86 | 1,81 | 1,76 | 1,74 |
| | | *B* | 0,454 | 0,395 | 0,364 | 0,347 | 0,335 | 0,385 | 0,358 | 0,340 | 0,330 | 0,322 | 0,366 | 0,345 | 0,332 | 0,323 | 0,317 |
| | | *C* | 0,393 | 0,368 | 0,355 | 0,348 | 0,342 | 0,364 | 0,353 | 0,345 | 0,340 | 0,337 | 0,355 | 0,347 | 0,343 | 0,337 | 0,335 |
| | | *D* | 0,179 | 0,213 | 0,231 | 0,241 | 0,248 | 0,219 | 0,235 | 0,245 | 0,251 | 0,255 | 0,230 | 0,242 | 0,250 | 0,255 | 0,258 |
| | | *K* | 0,572 | 0,562 | 0,558 | 0,552 | 0,550 | 0,562 | 0,557 | 0,552 | 0,550 | 0,550 | 0,555 | 0,554 | 0,552 | 0,551 | 0,548 |
| | 0,9 | *a* | – | 2,31 | 2,15 | 2,06 | 2,00 | 2,26 | 2,11 | 2,03 | 1,98 | 1,94 | 2,15 | 2,05 | 1,99 | 1,95 | 1,92 |
| | | *B* | – | 0,362 | 0,335 | 0,319 | 0,308 | 0,354 | 0,329 | 0,313 | 0,304 | 0,297 | 0,336 | 0,318 | 0,305 | 0,298 | 0,292 |
| | | *C* | – | 0,337 | 0,326 | 0,320 | 0,315 | 0,334 | 0,324 | 0,318 | 0,314 | 0,311 | 0,327 | 0,320 | 0,315 | 0,311 | 0,309 |
| | | *D* | – | 0,196 | 0,212 | 0,222 | 0,229 | 0,201 | 0,216 | 0,225 | 0,231 | 0,235 | 0,212 | 0,223 | 0,230 | 0,235 | 0,238 |
| | | *K* | – | 0,552 | 0,548 | 0,546 | 0,543 | 0,551 | 0,547 | 0,544 | 0,543 | 0,542 | 0,548 | 0,545 | 0,543 | 0,542 | 0,541 |
| | 0,8 | *a* | – | 2,57 | 2,39 | 2,29 | 2,23 | 2,51 | 2,36 | 2,26 | 2,21 | 2,17 | 2,40 | 2,29 | 2,22 | 2,17 | 2,14 |
| | | *B* | – | 0,329 | 0,304 | 0,290 | 0,280 | 0,321 | 0,299 | 0,285 | 0,276 | 0,271 | 0,305 | 0,283 | 0,279 | 0,271 | 0,266 |
| | | *C* | – | 0,304 | 0,295 | 0,290 | 0,286 | 0,301 | 0,293 | 0,288 | 0,285 | 0,283 | 0,295 | 0,290 | 0,286 | 0,283 | 0,281 |
| | | *D* | – | 0,178 | 0,193 | 0,202 | 0,208 | 0,182 | 0,196 | 0,205 | 0,210 | 0,214 | 0,192 | 0,202 | 0,209 | 0,214 | 0,217 |
| | | *K* | – | 0,538 | 0,535 | 0,532 | 0,532 | 0,537 | 0,534 | 0,532 | 0,531 | 0,530 | 0,535 | 0,533 | 0,531 | 0,560 | 0,529 |
| | 0,7 | *a* | – | – | 2,70 | 2,59 | 2,52 | 2,83 | 2,66 | 2,56 | 2,51 | 2,45 | 2,71 | 2,59 | 2,51 | 2,46 | 2,42 |
| | | *B* | – | – | 0,272 | 0,260 | 0,251 | 0,286 | 0,268 | 0,255 | 0,248 | 0,243 | 0,273 | 0,259 | 0,250 | 0,244 | 0,239 |
| | | *C* | – | – | 0,262 | 0,258 | 0,255 | 0,267 | 0,261 | 0,256 | 0,253 | 0,252 | 0,262 | 0,258 | 0,255 | 0,252 | 0,251 |
| | | *D* | – | – | 0,172 | 0,181 | 0,186 | 0,163 | 0,175 | 0,174 | 0,189 | 0,192 | 0,172 | 0,181 | 0,188 | 0,192 | 0,195 |
| | | *K* | – | – | 0,518 | 0,517 | 0,515 | 0,520 | 0,517 | 0,515 | 0,514 | 0,514 | 0,518 | 0,516 | 0,514 | 0,513 | 0,312 |

Explicații la tabel:

Se alege $\lambda = \frac{h}{l_t}$; dacă se alege $h$, atunci $\lambda = h^3 \frac{R_s}{M_p} \frac{C}{\sqrt{K^3}}$

dacă se alege $l_t$, atunci $\lambda = \frac{1}{\sqrt{l_t^3 \frac{R_2}{M_p} \frac{C}{\sqrt{K^3}}}}$

$$A = \sqrt{\frac{M_p^2}{C^2 R_2^2 \lambda}}, \quad A_1 = A\left(\frac{a}{a+1} - \frac{K}{2}\right), \quad A_2 = A\left(\frac{1}{a+1} - \frac{K}{2}\right), \quad A_4 = AK$$

$$A_3 = AB\frac{R_2}{R_1}, \quad V = AD\frac{R_2}{n_2}$$

*Condiție:* Talpa inferioară trebuie să fie fixată pentru asigurarea condiției de stabilitate, la maximum 10 $b_2$.

*Explicație:* Se adoptă $R_1 < R_2$ din cauza unor influențe secundare în talpa superioară, eforturi locale din rezemări etc.

Se determină capacitatea portantă a secțiunii grinzii, respectiv momentul încovoietor capabil

$$M_p = RC\sqrt{\lambda A^3}, \tag{13.82}$$

$C$ reprezentînd o caracteristică principală a grinzii și are expresia

$$C = (1 + \beta)\sqrt{\frac{6a^3(1-a)^3[a-(1+\beta)]}{(1+a)^3[a(1-\beta)-(1+\beta)]^3}}. \tag{13.83}$$

Din relația (13.82) a lui $M_p$ se exprimă aria optimă a secțiunii

$$A = \sqrt[3]{\frac{M_p^2}{C^2R^2\lambda}}. \tag{13.84}$$

Efortul maxim de preîntindere se determină din relația (13.75) și are expresia

$$V = \frac{RA[6a - K(1+a)^2]}{n_1(1+a)[6a - K(1+a)]} = RA\frac{D}{n_1}, \tag{13.85}$$

iar aria elementului de preîntindere din (13.74) și (13.85) are următoarea expresie

$$A_1 = \frac{RA(a-1)}{R_1(a+1)} - \frac{n_1 - n_2}{n_1}\frac{RA}{R_1}D = \frac{RA}{R_1}B. \tag{13.86}$$

Calculul este ușurat mult dacă coeficienții $a$, $B$, $C$, $D$ și $K$ sînt dați în tabele sau diagrame. În tabelul 13.1 sînt prezentate valorile acestor coeficienți pentru trei cazuri de încărcare a grinzii și dispunere a elementelor de preîntindere în funcție de anumiți parametri, indicîndu-se succesiunea efectuării calculelor.

În prima coloană au fost trecute rezistențe diferite în fibrele extreme ale celor două tălpi ale secțiunii, $R_1$ și $R_2$, avînd în vedere o rezervă de rezistență la talpa superioară $R_2$, pentru diverse influențe locale (grindă de frînare, acțiuni locale ale unor sarcini concentrate importante etc.).

Dacă grinda preia pînă la pretensionare o parte din acțiuni, greutatea proprie etc., atunci mărimea efortului în elementul de preîntindere este dată de efortul inițial $V$ și de creșterea acestuia $X$ din dispunerea încărcărilor după efectuarea preîntinderii, iar momentul $M_p$ este cel corespunzător încărcării totale.

Eficacitatea pretensionării se mărește odată cu creșterea zvelteței inimii $\lambda$, dar acest parametru este condiționat de asigurarea stabilității locale, atît sub acțiunea efortului de preîntindere, cît și sub acțiunea acestuia și a sarcinilor de exploatare.

Pentru grinzile cu element de preîntindere rectiliniu, tensiunile tangențiale sînt preluate numai de secțiunea grinzii și verificarea lor se efectuează ca pentru grinzile obișnuite.

Verificarea stabilității generale a grinzilor pretensionate, cît și a stabilității locale se efectuează pentru stadiul cînd acționează efortul de preîntindere, cît și în stadiul acțiunii acesteia și a încărcărilor exterioare.

Săgeata grinzilor pretensionate se calculează pentru încărcările normate, grinda fiind un sistem static nedeterminat, iar săgețile se calculează după regulile cunoscute

$$f = f_a - f_{(a+c)} \leqslant f_u. \tag{13.87}$$

### 13.6.3. GRINZI CU ZĂBRELE PRETENSIONATE

13.6.3.1. **Tipuri de grinzi cu zăbrele pretensionate.** După modul de așezare a elementelor de preîntindere, grinzile cu zăbrele se pot clasifica în două categorii :

— grinzi ale căror bare cu eforturi importante de întindere sînt pretensionate separat prin comprimare (fig. 13.46, *a*) ;

— grinzi ale căror elemente de preîntindere au o astfel de configurație încît produc eforturi în toate sau în majoritatea barelor grinzii (fig. 13.46, *b*... 13.46, *f*).

Prima soluție se adoptă în cazul grinzilor cu deschideri și încărcări mari, cînd barele pretensionate sînt suficient de mari pentru a fi executate ca bare



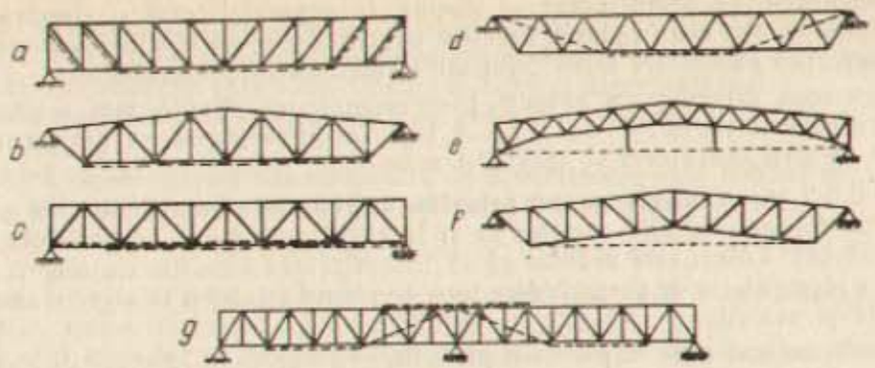



Fig. 13.46. Sistem de grinzi cu zăbrele pretensionate.

independente. Se realizează economii importante de oțel pentru barele pretensionate, dar prin faptul că este necesar un număr mare de fixări prin ancorare, execuția este mai complicată și se mărește volumul de manoperă. Soluția este folosită mai rar, doar la structurile sub formă de turnuri.

În cazul celei de a doua categorii de grinzi cu zăbrele pretensionate, elementele de preîntindere pot fi plasate în limitele conturului grinzii (fig. 13.46, *b*... 13.46, *d*), configurația lor fiind diferită — linie dreaptă în lungul tălpii inferioare întinse, cu număr constant sau variabil de elemente de preîntindere în funcție de variația mărimii eforturilor (fig. 13.46, *b*, *c*) sau poligonală între talpa comprimată și cea întinsă cînd este posibilă reglarea eforturilor într-un număr mare de bare (fig. 13.46, *d*). Cînd condițiile de gabarit permit este indicată plasarea elementelor de preîntindere în afara conturului grinzii, în care caz sînt influențate eforturile în majoritatea barelor grinzii, obținîndu-se efecte economice substanțiale (fig. 13.46, *e*, *f*). Distanța între elementul de preîntindere și talpa întinsă se ia $h_2 = (1.0...1,5)h_1$.

În cazul grinzilor cu zăbrele continue, dispunerea elementelor de preîntindere se poate realiza de asemenea în linie dreaptă în lungul tălpilor întinse sau poligonale, în limitele conturului grinzii (fig. 13.46, *g*) sau în afara conturului acestuia.

Cînd elementele de preîntindere sînt conduse paralel cu talpa întinsă, se poate asigura stabilitatea acesteia pentru efortul de compresiune ce ar rezulta în procesul pretensionării, prin fixarea ei de elementele de preîntindere cu ajutorul unor diafragme sau cupoane din țeavă dispuse la distanțe de $(40...50)i_y$, unde $i_y$ este raza de inerție a tălpii în raport cu axa cuprinsă în planul grinzii. Dacă elementele de preîntindere sînt mult distanțate, asigurarea tălpii întinse pentru efortul de compresiune, ce ar rezulta în decursul pretensionării se poate obține prin alcătuirea unor sisteme spațiale de grinzi (fig. 13.47, *a*), cu secțiune triunghiulară realizate din țevi (fig. 13.47, *b*) sau prin dispunerea unor perechi de grinzi cu zăbrele, avînd tălpile legate între ele (fig. 13.47, *c*).

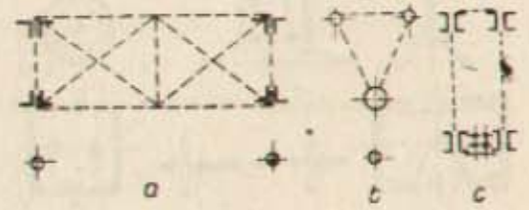



Fig. 13.47. Grinzi cu zăbrele pretensionate, unite în sisteme spațiale.

Elementele de preîntindere se dispun în general lateral și simetric față de planul grinzii sau în planul acesteia pentru a se evita eforturi suplimentare din acțiunea excentrică a efortului din elementele de preîntindere.

Înălțimea grinzilor cu zăbrele pretensionate se adoptă mai mică decît pentru cele obișnuite, $h = (1/12...1/18)l$, iar eficacitatea lor devine importantă pentru deschideri și încărcări mari.

13.6.3.2. **Secțiuni ale barelor grinzilor cu zăbrele, pretensionate.** În general tipurile de secțiuni sînt aceleași ca și în cazul grinzilor cu zăbrele obișnuite (fig. 13.48). Totuși este necesar ca să îndeplinească condiția dispunerii simetrice a elementelor de preîntindere față de planul grinzii și să ofere o ancorare simplă și comodă.

Barele întinse care în procesul preîntinderii vor avea eforturi de compresiune, este necesar să aibă o secțiune suficient de rigidă pentru atenuarea fenomenului de pierdere a stabilității. Durata efortului de compresiune fiind scurtă, el nerepetindu-se pe parcursul exploatării, în calcul se pot admite valori mai mari ale coeficienților de zvelțe admisibili decît în cazul barelor grinzilor cu zăbrele obișnuite $\lambda \leqslant 180$.

Capetele elementelor de preîntindere se fixează în nodurile de reazem sau intermediare în dispozitive de ancorare, unde are loc o supraîncărcare locală, fapt pentru care trebuie să li se asigure acestora o rigiditate și stabilitate corespunzătoare.

13.6.3.3. **Calculul grinzilor cu zăbrele, pretensionate.** Grinzile ale căror bare sînt pretensionate independent sînt sisteme static determinate și se calculează ca grinzile cu zăbrele obișnuite.

Grinzile cu zăbrele ale căror elemente de preîntindere influențează eforturile într-un anumit număr de bare, devin sisteme static nedeterminate pentru acțiunile exterioare care survin după efectuarea preîntinderii, gradul de nedeterminare statică fiind hotărît de numărul elementelor de preîntindere care sînt întinse separat. Ca necunoscute se aleg eforturile din elementele de preîntindere, iar calculul se conduce prin aproximări succesive, fiind necesară inițial impunerea secțiunilor barelor grinzii, cît și cele ale elementelor de preîntindere.

Efortul din elementele de preîntindere se apreciază cu fiind egal cu $(0,7...0,8)N_0$ pentru grinzi cu zăbrele avînd elementele rectilinii, dispuse la nivelul tălpii inferioare întinse (fig. 13.46, *a...c*), cu $(0,55...0,65)N_0$ pentru elemente de preîntindere dispuse poligonal (fig. 13.46, *d*) și cu $(0,4...0,5)N_0$

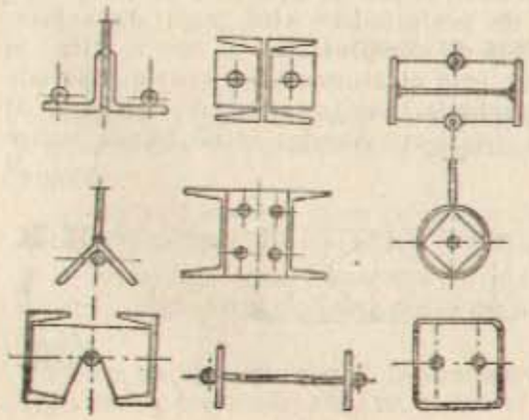


Fig. 13.48. Secțiuni de bare pentru grinzile cu zăbrele pretensionate.



pentru elemente de preîntindere dispuse în afara conturului grinzii (fig. 13.46, *e* și *f*). În toate cazurile $N_0$ reprezintă efortul maxim în talpa întinsă, rezultat din acțiunile exterioare în sistemul static nepretensionat.

Aria elementului de preîntindere se calculează pentru un efort egal cu $(1,4...1,5)N_0$.

Efortul inițial maxim din elementul de preîntindere este limitat de capacitatea portantă la compresiune a barei celei mai solicitate, adică

$$N_1 V \leqslant \varphi A R \quad \text{sau} \quad V \leqslant \varphi A R / N_1, \tag{13.88}$$

în care $N_1$ este efortul în bara cea mai solicitată cînd $V = 1$, iar $A$ și $\varphi$ sînt aria, respectiv coeficientul de flambaj al barei.

În cazul grinzilor cu zăbrele avînd elementul de preîntindere rectiliniu la nivelul tălpii inferioare și fixat anterior dispunerii încărcării temporare, aria tălpii inferioare fiind constantă, calculul se poate conduce în modul următor:

– se apreciază o distribuție convenabilă între aria tălpii inferioare $A_0$ și cea a elementului de preîntindere $A_1$

$$\Sigma A = A_0 + A_1,\ \eta_1 = \frac{A_1}{\Sigma A} \text{ și } 1 - \eta_1 = \frac{A_0}{\Sigma A}; \tag{13.89}$$

– se determină aria totală a tălpii din condiția ca efortul total din talpă $N_0$ din acțiunile exterioare în sistemul static determinat să fie egal cu suma eforturilor ce se dezvoltă în cele două arii, $A_0$ și $A_1$, adică

$$N_0 = A_0 R + A_1 R_1, \tag{13.90}$$

și rezultă aria totală corespunzătoare tălpii inferioare a grinzii și a elementului de preîntindere

$$\Sigma A = \frac{N_0}{R\left[(1-\eta_1) + \eta_1 \frac{R_1}{R}\right]}. \tag{13.91}$$

Se calculează apoi aria tălpii grinzii și cea a elementului de preîntindere,

$$A_0 = (1-\eta_1)\Sigma A\ ;\ A_1 = \eta_1 \Sigma A. \tag{13.92}$$

Creșterea efortului în elementul de preîntindere din acțiunile exterioare, după ce a fost efectuată fixarea elementului de preîntindere, se calculează din condiția ca alungirea elementului de preîntindere din acțiunea creșterii efortului acestuia cu valoarea $X$ și alungirea tălpii inferioare din acțiunea diferenței de efort $N_0 - X$, să fie egale. Se obține

$$X = \frac{N_0 A_1 \frac{E_1}{E}}{A_1 \frac{E_1}{E} + A_0} = N_1 \frac{1}{1 + \alpha_0}, \tag{13.93}$$

unde

$$\alpha_0 = \frac{E A_0}{E_1 A_1}.$$

Efortul ce revine tălpii inferioare a grinzii în sistemul static nedeterminat va fi:

$$N_0 - X = N_0 - N_0 \frac{1}{1 + \alpha_0} = N_0 \frac{\alpha_0}{1 + \alpha_0}. \tag{13.94}$$

La grinzile cu zăbrele al căror element de preîntindere are contur poligonal sau cînd acesta este dispus în afara conturului grinzii, creşterea efortului în elementul de preîntindere din acţiuni exterioare, se determină cu relaţia

$$X = -\frac{\delta_{1p}}{\delta_{11}} = -\frac{\sum \frac{n_i N_i}{EA_i}}{\sum \frac{\bar{n}_i^2}{EA_i} l + \frac{1 \cdot l_t}{E_t A_t}}, \qquad (13.95)$$

în care :

$n_i$, $N_i$ sînt eforturile în bare în sistemul static determinat al grinzii cu zăbrele dintr-un efort unitar în elementul de preîntindere, respectiv din acţiuni exterioare ;

$l_i$, $l_t$ — lungimea barelor grinzii cu zăbrele, respectiv lungimea elementului de preîntindere.

În cazul unor grinzi cu deschideri şi încărcări importante, există o diferenţiere mare între eforturile tălpii întinse şi în consecinţă şi între ariile secţiunilor, în timp ce efortul şi aria elementului de preîntindere sînt constante.

Repartizarea eforturilor din acţiuni exterioare între barele tălpii şi elementul de preîntindere se determină din condiţia de egalitate între alungirea elementului de preîntindere din efortul $X$ şi suma alungirilor barelor tălpii întinse pe lungimea comună cu a elementului de preîntindere, adică :

$$\frac{Xl_t}{E_t A_t} = \frac{N_1 l_1}{EA_1} + \frac{N_2 l_2}{EA_2} + \ldots + \frac{N_n l_n}{EA_n} = \frac{1}{E} \sum \frac{N_i l_i}{A_i}. \qquad (13.96)$$

Dacă lungimea panourilor tălpii inferioare este aceeaşi şi egală cu $a$, dar cu arii diferite, $l_t = na$, iar $l_1 = l_2 = l_n = a$; relaţia (13.96) devine :

$$\frac{naX}{E_t A_t} = \frac{N_1 a}{EA_1} + \frac{N_2 a}{EA_2} + \ldots + \frac{N_n a}{EA_n} = \frac{a}{E} \sum \frac{N_i}{A_i}. \qquad (13.97)$$

Efortul într-un panou al tălpii din acţiuni exterioare în sistemul static determinat $N_{0i}$ se va repartiza în sistemul static nedeterminat la elementul de preîntindere cu valoarea $X$, iar la panoul tălpii, respectiv cu valoarea $N_i$, adică $N_{0i} = N_i + X$. Făcînd substituţia în (13.97) se obţine mărimea creşterii efortului de preîntindere din acţiuni exterioare.

$$X = \frac{\sum \frac{N_{0i}}{\alpha_i}}{n + \sum \frac{1}{\alpha_i}}, \qquad (13.98)$$

unde

$$\alpha_i = \frac{EA_i}{E_t A_t}.$$

Efortul într-un panou al tălpii inferioare în sistemul static nedeterminat va fi :

$$N_i = N_{0i} - X \qquad (13.99)$$

iar efortul total va avea valoarea

$$N_i = N_{0i} - (n_2 V + X). \qquad (13.100)$$



13.6.3.4. **Verificarea tensiunilor în barele grinzilor cu zăbrele, pretensionate.** Se efectuează pentru suma eforturilor rezultate din acţiuni exterioare şi al celui din elementul de preîntindere, $V + X$.

Pentru barele ale căror eforturi din acţiunile exterioare în sistemul de bază şi cele rezultate din efortul de preîntindere, sînt de semne opuse :

— bara în sistemul de bază, din acţiuni exterioare, are efort de compresiune

$$N_0 < N_{(V+X)},\ \sigma = \frac{N_0 - (n_2 V + X)\bar{n}}{\varphi A} \leqslant R ; \qquad (13.101)$$

$$N_0 > N_{(V+X)},\ \sigma = \frac{N_0 - (n_1 V + X)\bar{n}}{A_n} \leqslant R ; \qquad (13.102)$$

— bara în sistemul de bază din acţiuni exterioare, are efort de întindere

$$N_0 > N_{(V+X)},\ \sigma = \frac{N_0 - (n_2 V + X)\bar{n}}{A_n} \leqslant R ; \qquad (13.103)$$

$$N_0 < N_{(V+X)},\ \sigma = \frac{N_0 - (n_1 V + X)\bar{n}}{\varphi A} \leqslant R. \qquad (13.104)$$

Pentru barele ale căror eforturi în sistemul de bază, cît şi din efortul de preîntindere au acelaşi semn :

— efort de compresiune

$$\sigma = \frac{N_0 + (n_1 V + X)\bar{n}}{\varphi A} \leqslant R ; \qquad (13.105)$$

— efort de întindere

$$\sigma = \frac{N_0 + (n_1 V + X)\bar{n}}{A_n} \leqslant R. \qquad (13.106)$$

Pentru elementul de preîntindere, verificarea tensiunii se efectuează cu formula

$$\sigma_t = \frac{n_1 V + X}{A_t} \leqslant R_t. \qquad (13.107)$$

Semnificaţiile notaţiilor din aceste relaţii sînt următoarele :

$N_{(V+X)}$ este efortul rezultat într-o bară a grinzii cu zăbrele din întinderea iniţială $V$, cît şi din creşterea acestuia $X$, din acţiuni exterioare ;

$N_0$, $\bar{n}$ — efortul în bară în sistemul de bază din acţiuni exterioare, respectiv dintr-un efort unitar de preîntindere ;

$V$, $X$ — efortul de preîntindere iniţial, cît şi creşterea acestuia din acţiunile exterioare;

$A$, $A_n$ — aria brută, respectiv netă a barei ;

$R$, $R_t$ — rezistenţa de calcul a barei, respectiv a elementului de preîntindere ;

$n_1$, $n_2$ — coeficienţi ai acţiunilor ;

$\varphi$ — coeficientul de flambaj.

În figura 13.49 este prezentată realizarea unui nod de reazem şi a unuia intermediar, în care se efectuează ancorarea elementelor de preîntindere.

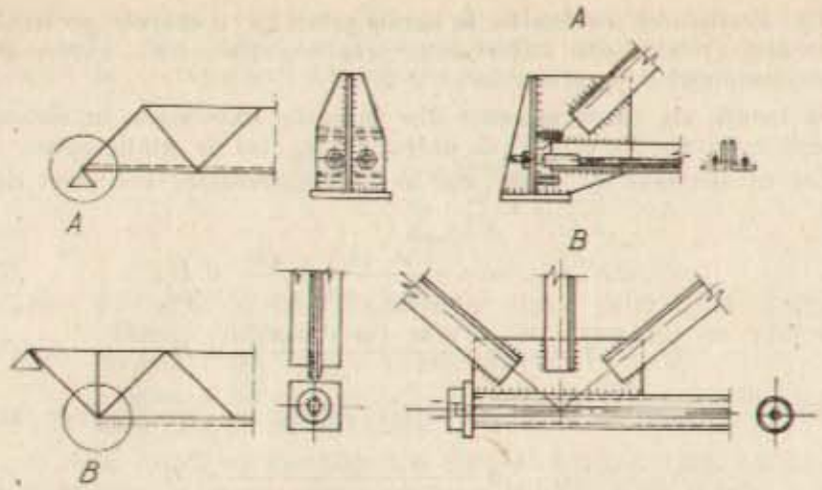



Fig. 13.49. Detalii de ancorare a elementelor de pretensionare.

## 13.7. GRINZI COMPUSE OȚEL-BETON

### 13.7.1. GENERALITĂȚI

O grindă compusă oțel-beton este formată din grinda de oțel, profil laminat sau compus și o placă de beton armat, monolită sau prefabricată, situată în zona comprimată a secțiunii, a căror conlucrare este asigurată prin intermediul unor elemente de legături fixate de talpa superioară a grinzii metalice și ancorate în placa de beton armat, care au rolul de a împiedica lunecarea la nivelul suprafețelor în contact, placa de beton armat și talpa superioară a grinzii metalice. În comparație cu structurile numai din oțel, se pot realiza economii însemnate de metal, în funcție de modul de execuție și tipul construcției și totodată o reducere importantă a greutății față de structurile realizate numai din beton armat.

### 13.7.2. ELEMENTE DE LEGĂTURĂ

Se obține o eficacitate maximă a grinzilor compuse oțel-beton cînd nu se produce lunecarea între cele două elemente componente, grinda metalică și placa de beton armat sau precomprimat, deci cînd se realizează conlucrarea lor perfectă. Lunecarea se preia și prin aderența dintre suprafețele lor de contact, dar în cazul unor încărcări mobile sau chiar statice importante, aderența poate fi distrusă, astfel încît este necesară prevederea unor elemente de legătură denumiți conectori.

Elementele de legătură pot fi elastice, cînd permit în timpul lucrului anumite lunecări de natură elastică între placa de beton și grinda metalică și rigide, care asigură o conlucrare perfectă între cele două elemente.

În figura 13.50 sînt prezentate cîteva elemente de legătură elastice. Elementele de legătură sub formă de dornuri sînt fixate de talpa superioară a grinzii prin sudură automată, asigurîndu-se și o productivitate sporită, precum și reducerea costului de montaj, față de alte tipuri. Prin dispunerea și a unei



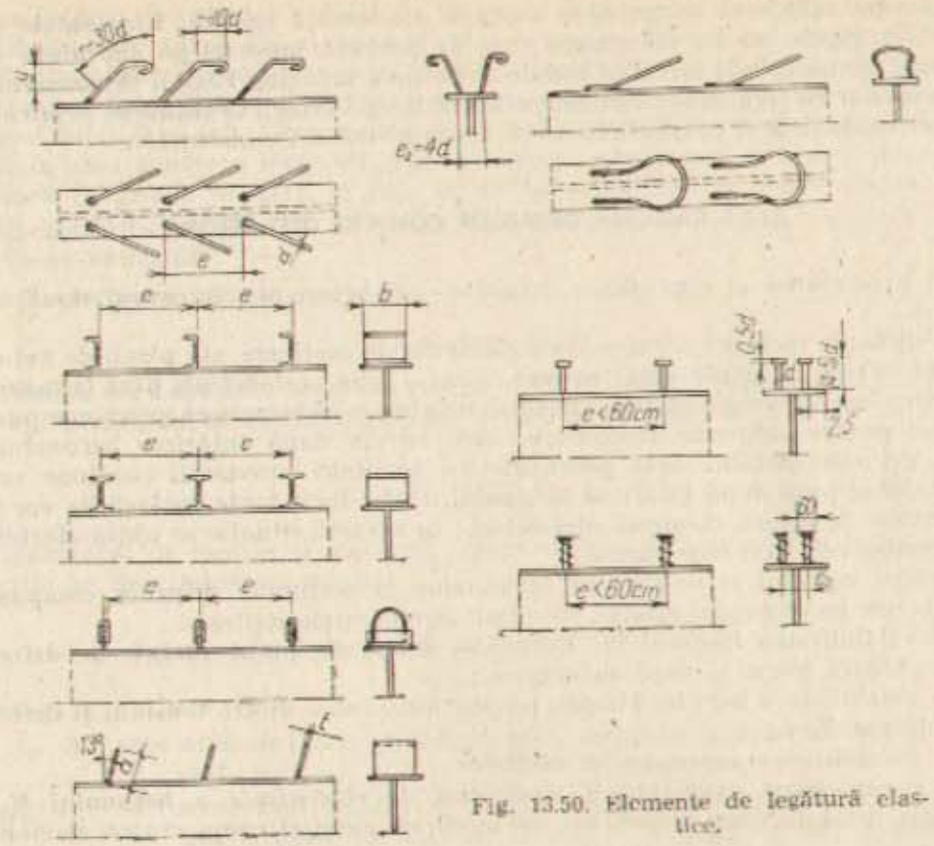



Fig. 13.50. Elemente de legătură elastice.

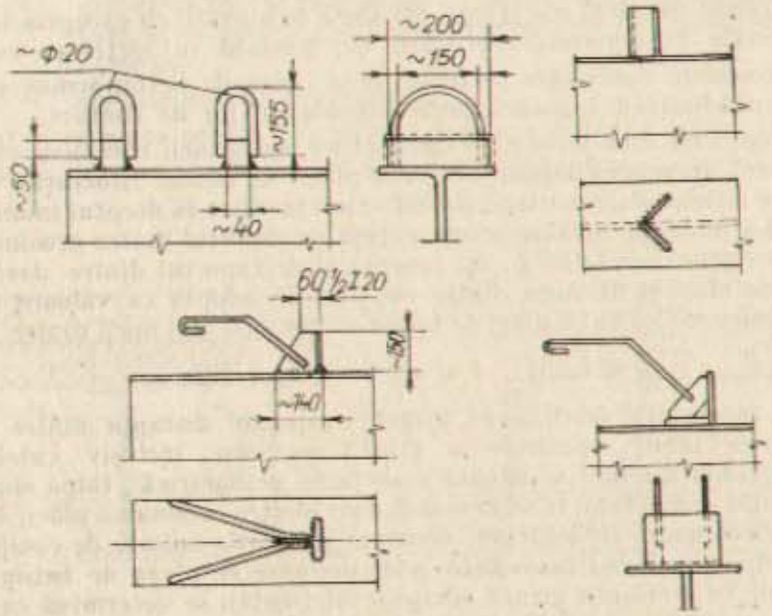



Fig. 13.51. Elemente de legătură rigide.

spirale pe înălțimea dornului se asigură o aderență sporită. Elementele de legătură rigide nu au deformații care să permită lunecări pe suprafața de contact dintre grinda metalică și dala de beton armat (fig. 13.51). Dimensiunile elementelor de legătură și distribuția lor în lungul grinzii se stabilesc printr-un calcul de lunecare, prevăzîndu-se și anumite măsuri constructive.

### 13.7.3. CALCULUL GRINZILOR COMPUSE OȚEL-BETON

În proiectarea și executarea grinzilor oțel-beton pot interveni două situații :

— grinzile metalice servesc și ca elemente de susținere ale plăcii de beton armat în timpul turnării acesteia sau în cazul celor prefabricate pînă la monolitizarea lor, cît și a greutății lor proprii, urmînd ca să lucreze ca grinzi compuse numai pentru acțiunile temporare, care survin după întărirea betonului ;

— grinzile metalice sînt prevăzute cu sprijiniri provizorii continue sau foarte dese pînă după întărirea betonului, astfel încît toate încărcările vor fi suportate de grinda compusă oțel-beton ; în această situație se obțin efectele economice cele mai importante.

Pentru calculul și verificarea tensiunilor în secțiunile grinzilor compuse oțel-beton în domeniul elastic, se admit următoarele ipoteze :

— valabilitatea ipotezei lui Bernoulli, secțiunile plane înainte de deformare, rămîn plane și după deformare ;

— valabilitatea legii lui Hooke, proporționalitatea dintre tensiuni și deformațiile specifice ;

— valabilitatea suprapunerii efectelor ;

— considerarea constantă a modulului de elasticitate a betonului $E_b$, variația reală în timp a acestuia nu modifică esențial comportarea elementului ;

— neglijarea deformațiilor produse de forțe tăietoare ;

— neglijarea în calcul a secțiunii întinse a betonului, cu excepția întinderii din contracție la determinarea stării de tensiuni în secțiunea compusă ;

— se consideră conlucrare perfectă între dala de beton armat și grinda metalică, neadmițînd lunecări între suprafețele lor de contact.

Pentru calculul caracteristicilor geometrice ale grinzii compuse oțel-beton este necesară aprecierea lățimii active a plăcii de beton. Eforturile de compresiune pe lățimea dalei variază, avînd valori maxime în dreptul inimii grinzii metalice. Lățimea de calcul este influențată de raportul dintre grosimea dalei și înălțimea grinzii metalice $h_b/h_0$, precum și de raportul dintre deschiderea grinzilor metalice și distanța dintre ele, $l/a$. Se adoptă ca valoare maximă pentru lățimea de calcul a dalei de beton armat, cea mai mică dintre valorile

$$b \leqslant 0{,}25l\,; \quad b \leqslant a\,; \quad b \leqslant b_1 + 12h_b\,; \tag{13.108}$$

unde $l$, $a$ reprezintă deschiderea grinzii, respectiv distanța dintre ele, iar $b_1$ — lățimea tălpii superioare a grinzii metalice, inclusiv vutele dalei.

Pentru grinda din oțel se adoptă o secțiune nesimetrică ; talpa superioară este mai puțin dezvoltată, fiind necesară doar pentru rezemarea plăcii de beton și fixarea elementelor de legătură, deoarece eforturile unitare de compresiune provenite din momentul încovoietor sînt preluate de placa de beton armat.

Tensiunile în secțiunea grinzii compuse oțel-beton se determină ca pentru o secțiune omogenă, transformînd aria dalei comprimate de beton armat într-o secțiune echivalentă de oțel. Transformarea se realizează prin împărțirea lățimii de calcul $b$ a dalei de beton cu coeficientul de echivalență $n = E_t/E_b$, ale cărui valori variază în funcție de marca betonului, durata încărcărilor etc. În cazul unor încărcări de scurtă durată și variații ale mărcii betonului între B200 și B600, coeficientul de echivalență $n$ are valori cuprinse între 9 și 5,5. Caracteristicile de calcul se diferențiază în funcție de poziția axei neutre a secțiunii grinzii compuse oțel-beton, axă care poate fi situată în grinda de oțel, în dala de beton armat sau la limita dintre ele.



Caracteristicile secțiunii compuse oțel-beton se determină ca pentru o secțiune omogenă.

Aria secțiunii compuse

$$A_c = A_0 + A_b/n \tag{13.109}$$

Poziția axei neutre a secțiunii compuse va fi definită prin distanța ei față de axa principală de inerție a secțiunii grinzii de oțel (fig. 13.52).

$$y_c = \frac{a\,A_b}{n\,A_c}. \tag{13.110}$$

Momentul de inerție al secțiunii compuse în raport cu axa ei proprie de inerție se determină cu relația

$$I_c = I_0 + A_0 y_c^2 + \frac{I_b}{n} + \frac{A_b}{n}(a - y_c)^2. \tag{13.111}$$

unde :

$A_0$, $A_b$ este aria secțiunii grinzii de oțel, respectiv a dalei de beton armat ;

$I_0$, $I_b$ — momentul de inerție al secțiunii grinzii de oțel în raport cu axa proprie de inerție, respectiv a dalei de beton armat ;

$a$, $y_c$ — distanța dintre centrele de greutate ale celor două secțiuni, grinda de oțel și dala de beton armat, respectiv distanța dintre centrul de greutate al secțiunii grinzii de oțel și cea a secțiunii compuse ;

$n$ — coeficientul de echivalență.

În cazul în care axa neutră este situată în placa de beton armat, în calculul ariei secțiunii compuse se neglijează aria betonului întins.

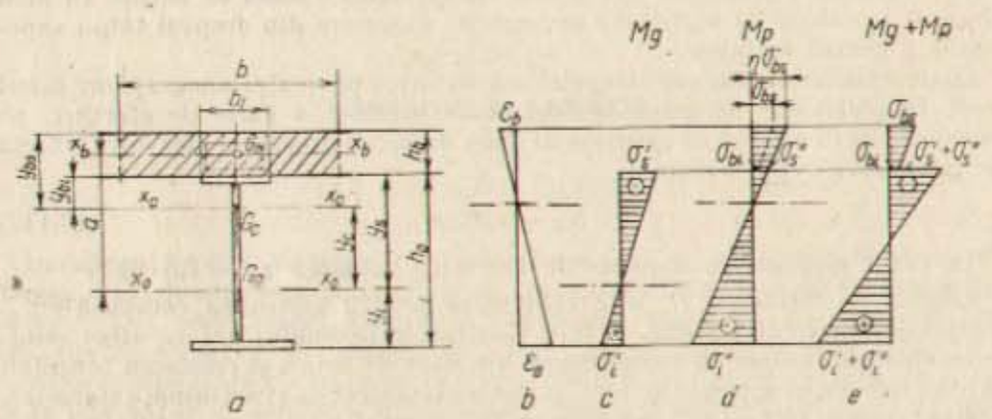



Fig. 13.52. Tensiuni în grinzi compuse oțel-beton.

Dacă se consideră ipoteza cînd grinda metalică servește ca susținere pentru placa de beton armat pînă la întărirea acestuia, încărcările vor fi preluate numai de grinda metalică. Tensiunile în secțiunea grinzii de oțel se determină cu relațiile obișnuite (fig. 13.52) :

$$\sigma_i' = \frac{M_g}{I_s} y_i \; ; \; \sigma_s' = \frac{M_g}{I_s} y_s, \tag{13.112}$$

unde $y_i$ și $y_s$ sînt distanțele de la axa neutră a grinzii de oțel la fibrele extreme ale acesteia, inferioară, respectiv superioară, iar $M_g$ — momentul încovoietor rezultat din greutatea proprie a dalei de beton armat și a grinzii de oțel.

După întărirea betonului plăcii și dispunerea încărcărilor temporare, momentul încovoietor corespunzător $M_p$ va fi preluat de secțiunea compusă; tensiunile în secțiunea grinzii de oțel se obțin cu expresiile :

$$\sigma_i'' = \frac{M_p}{I_c}(y_i + y_c) \; ; \; \sigma_s'' = \frac{M_p}{I_c}(y_s - y_c) \tag{13.113}$$

Tensiunile maxime în secțiunea grinzii de oțel vor avea valorile :

$$\sigma_i = \sigma_i' + \sigma_i'' = \frac{M_g}{I_s} y_i + \frac{M_p}{I_c}(y_i + y_c) \leqslant R \; ; \tag{13.114}$$

$$\sigma_s = \sigma_s' + \sigma_s'' = \frac{M_g}{I_s} y_s + \frac{M_p}{I_c}(y_s - y_c) \leqslant R. \tag{13.115}$$

Tensiunile în secțiunea dalei de beton armat se determină cu relațiile :

$$\sigma_{bi} = \frac{M_p}{nI_c} y_{bi} \; ; \; \sigma_{bs} = \frac{M_p}{nI_c} y_{bs} \leqslant R_b, \tag{13.116}$$

unde $y_{bi}$, $y_{bs}$ reprezintă distanța de la centrul de greutate al secțiunii compuse oțel-beton la fibra inferioară, respectiv superioară a plăcii de beton armat.

În toate relațiile (13.112)...(13.116), tensiunile corespunzătoare vor trebui să aibă valori mai mici decît rezistențele de calcul.

În cazul cînd atît grinda de oțel, cît și placa de beton armat sînt sprijinite pînă la întărirea betonului, tensiunile în cele două elemente componente ale secțiunii compuse oțel-beton se determină cu formulele (13.113) și (13.116), în care momentul încovoietor va fi cel rezultat atît din greutatea proprie, cît și cel din acțiunile temporare, $M = M_g + M_p$.

Dacă axa neutră a secțiunii compuse este situată în dala de beton armat, calculul se efectuează în mod analog, considerînd aria secțiunii compuse formată din aria grinzii de oțel și aria comprimată a dalei de beton. În mod obișnuit în calcule se neglijează nervura de îngroșare din dreptul tălpii superioare a grinzii metalice.

Contracția betonului este împiedicată datorită prezenței ancorajelor, astfel încît în secțiunea compusă oțel-beton se produce o stare de eforturi. Se consideră că în centrul de greutate al dalei de beton armat se dezvoltă o forță de întindere, avînd valoarea

$$N_0 = \varepsilon_b E_b A_b. \tag{13.117}$$

În cazul procedeelor normale de betonare valoarea $\varepsilon_b = 1{,}5 \cdot 10^{-4}$.

Efortul de întindere $N_c$ este echivalent pentru secțiunea compusă cu o compresiune excentrică (fig. 13.53). Contracția betonului are ca efect reducerea efortului unitar de compresiune din dala de beton și creșterea tensiunii în fibra inferioară a grinzii de oțel, avînd același efect ca și acțiunile exterioare. Aceste tensiuni sînt cu atît mai mici cu cît raportul dintre momentul de inerție al grinzii și al plăcii de beton este mai mare.



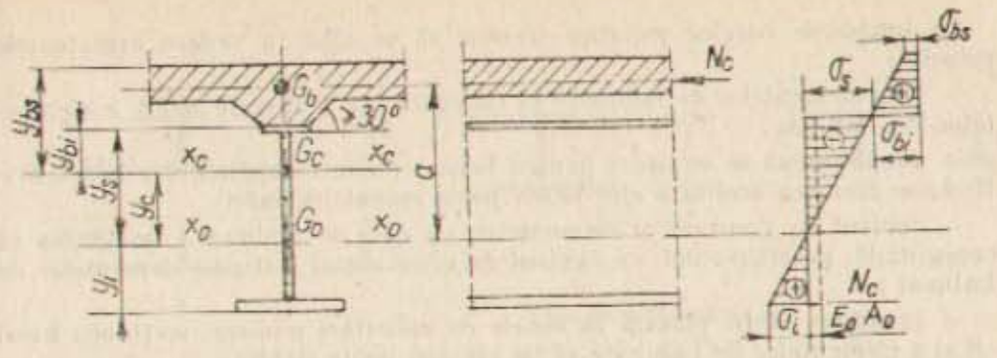



Fig. 13.53. Tensiuni în grinzi compuse oțel-beton din contracția betonului dalei.

Diferența de temperatură între dala de beton și grinda metalică produce o stare de tensiuni analoagă cu contracția betonului la o scădere de temperatură. Se consideră că în centrul de greutate al secțiunii dalei acționează o forță concentrată

$$N_t = \alpha_t \Delta_t E_b A_b, \tag{13.118}$$

iar tensiunile se determină ca în cazul contracției betonului. Pentru $\Delta t$ se ia o variație de $\pm 15°C$, iar $\alpha_t = 1{,}0 \cdot 10^{-5}$ în cazul dalelor monolite cu procent normal de armare.

Distribuția în lungul grinzii a elementelor de legătură se face uniform, distanța între ele calculîndu-se pentru efortul maxim de lunecare, adică :

$$e = \frac{TS_c}{I_c} \leqslant e_a, \tag{13.119}$$

unde $S_c = A_b(a - y_c)/n$, iar $I_c$ are valoarea din (13.111).

Distanța $e_a$ în lungul grinzii se ia cel mult 60 cm, patru grosimi de dală, sau cel puțin de cinci ori diametrul dornului. Prescripțiile indică și distanța în sens transversal, dimensiunile elementelor de legătură, acoperirea cu beton, prinderea lor cu sudură etc. Pentru forța de lunecare între două elemente succesive se calculează și prinderea lor de talpa superioară a grinzii metalice, verificîndu-se de asemenea strivirea și forfecarea betonului.

## CAPITOLUL 14

# ÎNNADIREA BARELOR

## 14.1. PRINCIPII GENERALE

Înnădirea barelor metalice este necesitată atît de lungimile limitate de livrare a produselor laminate, cît și de transportul la șantier al tronsoanelor uzinate. Din acest punct de vedere înnădirile barelor pot fi clasificate în înnădiri de atelier și de șantier. În cazul îmbinărilor de șantier toate elementele componente ale secțiunii barei se întrerup în aceeași secțiune, în timp ce la îmbinările de atelier sînt întrerupte numai o parte din elementele secțiunii.

La înnădirile barelor metalice trebuie să se aibă în vedere următoarele principii :

— aria elementelor de îmbinare să fie egală sau mai mare decît a elementelor de îmbinat ;

— înnădirea să se realizeze pentru fiecare parte componentă a barei, evitîndu-se trecerea ocolită a eforturilor peste rostul îmbinării ;

— centrul de greutate al elementelor cu care se realizează îmbinarea să corespundă, pe cît posibil, cu centrul de greutate al secțiunii elementelor de îmbinat ;

— înnădirea să fie plasată în zonele cu solicitări minime, secțiunea barei cît și a elementelor de îmbinare să fie cît mai puțin slăbită ;

— înnădirea să fie simplă, ușor de executat, să se poată controla și întreține pe parcursul exploatării.

## 14.2. ÎNNĂDIREA ELEMENTELOR SOLICITATE DE EFORTURI AXIALE

### 14.2.1. ÎNNĂDIREA PROFILELOR LAMINATE ȘI A ȚEVILOR

14.2.1.1. **Înnădiri sudate.** Înnădirea profilelor se realizează cap la cap cu sudură în adîncime, pătrunsă pe grosime și pe toată lățimea elementului (fig. 14.1, *a*, *b*). La sudurile în V, Y și X se va resuda rădăcina în mod obligatoriu. În cazul sudării elementelor compuse se recomandă decalarea înnădirii părților componente (fig. 14.1, *c*).

La înnădirile de montaj ale profilelor se folosesc în mod obișnuit eclise, care se sudează cu cusături de colț, ținîndu-se seamă de toleranțele admise. Lățimea eclisei se prelucrează astfel încît secțiunile lor să fie maxime în dreptul rostului îmbinării, și minime acolo unde încep să se încarce cu efort prin cusăturile de colț (fig. 14.1, *d* și *e*).

Înnădirile cornierei se realizează în mod obișnuit cu o altă cornieră eclisă, avînd aripa mai îngustă și grosimea mai mare. Profilele I și U se înnădesc cu eclise din oțel lat sau platbande dispuse pe tălpi în exterior, avînd lățimea mai îngustă decît tălpile și grosimea mai mare sau lățimea mai mare și grosimea mai mică decît a tălpii.

Înnădirea elementelor tubulare, țevi rotunde sau rectangulare, se poate efectua cu cusături cap la cap în care caz nu este posibilă resudarea rădăcinii. Se prevede în dreptul rostului un inel suport cu diametrul mai mic (fig. 14.1, *f*). Cînd țevile care se înnădesc au grosimi diferite și diferența acestora nu este mai mare de 2 mm, nu este necesară prelucrarea țevii mai groase pînă la diametrul țevii mai subțiri (fig. 14.1, *g*). Înnădirea țevilor se poate realiza și prin intermediul unei diafragme transversale, sudurile fiind de colț (fig. 14.1, *h*) sau în adîncime, cînd pentru fiecare țeavă se prevede cîte un inel suport corespunzător diametrului interior respectiv (fig. 14.1, *i*).

Calculul cusăturilor de sudură se efectuează după cele expuse în cap. 4, la efortul real sau capabil al barei.

14.2.1.2. **Înnădiri cu șuruburi și șuruburi de înaltă rezistență.** Astfel de înnădiri se folosesc la montaj chiar și în cazul elementelor care au fost exe-



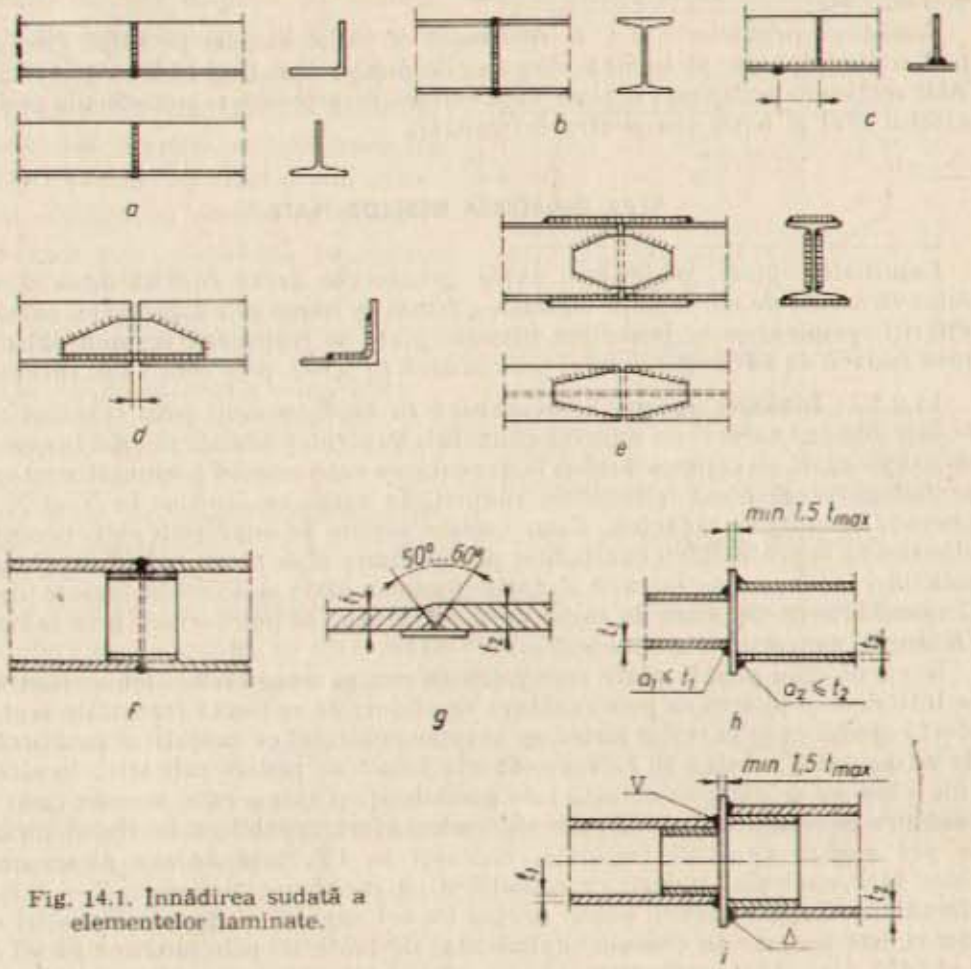



Fig. 14.1. Înnădirea sudată a elementelor laminate.

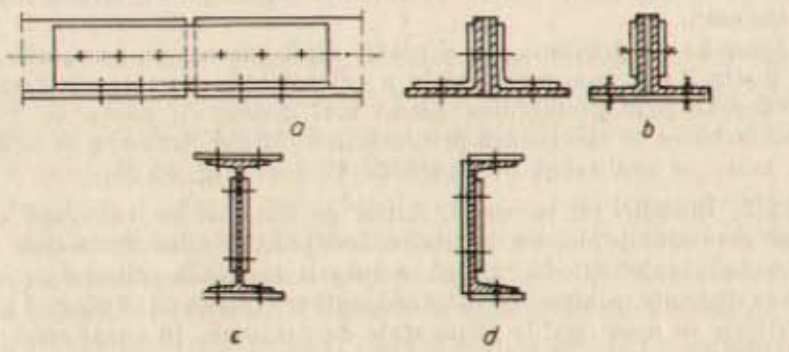



Fig. 14.2. Înnădirea cu șuruburi a elementelor laminate.

cutate în atelier prin sudare. Înnădirea cornierelor se realizează în mod obișnuit cu corniere eclise sau cu eclise din oțel lat sau platbande (fig. 14.2, *a* și 14.2, *b*).

Înnădirea profilelor I și U se realizează cu eclise dispuse pe tălpi, cîte una pe fiecare talpă, iar pe inimi se dispun cîte două eclise (fig. 14.2, *c* și 14.2, *d*). Atît secțiunile ecliselor, cît și ale elementelor de prindere se pot calcula pentru efortul real al barei sau pentru cel capabil.

### 14.2.2. ÎNNĂDIREA PIESELOR PLATE

Laminatele plate, platbande, table groase etc. intră în alcătuirea diverselor elemente de construcții metalice : grinzi cu inimă plină, grinzi cu zăbrele, diferiți recipienți etc. Înnădirea pieselor plate se realizează în mod obișnuit prin sudură de adîncime, uneori prin sudură în relief, prin nituri sau șuruburi.

14.2.2.1. **Înnădiri sudate.** Se realizează în mod obișnuit prin cusături cap la cap dispuse normal pe direcția efortului. Pentru ca sudura să aibă lungimea de calcul egală cu lățimea tablei, la executarea ei se prevăd prelungitoare care se îndepărtează după terminarea sudurii. În cazul cusăturilor în Y și X se prevede resudarea rădăcinii. Cînd tablele sudate se suprapun este necesară eliminarea supraînălțării cusăturilor prin polizare și de asemenea în cazul unor solicitări la oboseală. Întrucît sudurile pieselor plate se execută înainte de a fi asamblate în elemente de construcții, cusăturile se pot verifica prin radiații (X sau $\gamma$) sau prin ultrasunete.

În cazul cînd piesele plate care intră în compunerea elementelor solicitate la întindere și pentru ca prin cusătura de sudură să se poată transmite același efort capabil ca și în restul piesei, se impune controlul cu radiații al cusăturilor de adîncime și acestea să corespundă din punct de vedere calitativ. În situațiile cînd nu se dispune de astfel de posibilități și totuși este necesar ca și în cusătura de sudură să se dispună de același efort capabil ca în restul piesei, se pot realiza cusături înclinate, obișnuit la 45°, față de axa piesei cînd chiar fără controlul sudurii cu radiații și cu rezistențe mai mici $R_t = 0{,}8R$, efortul în dreptul sudurii poate fi egal cu cel capabil al piesei. În astfel de cazuri este necesar un consum suplimentar de material prin lungirea piesei cu $b\,\mathrm{ctg}\,45°$. În cazul unor lățimi mari, acest consum este important, astfel încît soluția se pretează numai la înnădirea pieselor cu lățime mică (oțel lat și platbande).

La schimbarea grosimii piesei plate, cînd grosimea piesei mai groase este cu cel puțin 2 mm mai mare decît a celei subțiri, trecerea la grosimea mare se efectuează prin prelucrarea piesei mai groase cu panta de 1 : 5. La fel, cînd schimbarea se efectuează prin mărirea lățimii, trecerea de la lățime mică la cea mare se realizează cu panta de 1 : 4 (v. fig. 10.26).

14.2.2.2. **Înnădiri cu șuruburi.** Astfel de înnădiri se realizează cu ajutorul ecliselor care sînt prinse cu șuruburi, îndeplinind rolul de trecere a efortului peste rostul înnădirii. În scopul reducerii lungimii ecliselor, șuruburile se dispun la distanțe minime. În mod obișnuit se consideră că efortul din înnădire se distribuie în mod egal la elementele de prindere. În cazul cînd în înnădiri apar solicitări suplimentare importante, trebuie să se țină seamă de supraîncărcarea elementelor de prindere. Numărul elementelor de prindere se determină din raportul dintre efortul din platbandă și efortul capabil al unui șurub, $n = N/N_1$, ținînd seamă de modul de lucru mai defavorabil al acestuia, forfecare, respectiv presiune pe gaură.



În cazul unor platbande separate, eclisele se pot dispune pe ambele fețe ale acesteia (fig. 14.3). Pentru eforturi de întindere este necesară verificarea elementelor din înnădire, platbandă și eclise în secțiunea lor slăbită și unde au efortul mai mare. Din condiția ca efortul ce poate fi transmis prin platbandă în secțiunea *1 — 1*, să fie egal cu cel transmis prin eclise în secțiunea *2 — 2*, rezultă grosimea eclisei $t_2$ :

$$(b - n_1 d)t_1 R = 2(b - n_2 d)t_2 R ;$$

$$t_2 = \frac{(b - n_1 d)t_1}{2(b - n_2 d)}, \qquad (14.1)$$

unde $n_1$, $n_2$ reprezintă numărul niturilor în secțiunea *1 — 1*, respectiv *2 — 2* (fig. 14.3).

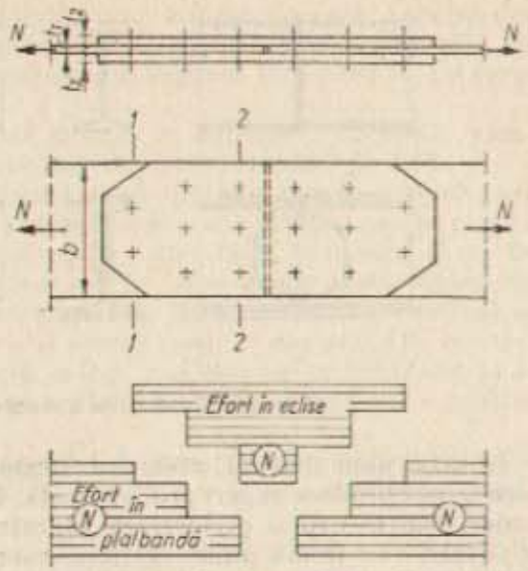


Fig. 14.3. Înnădirea platbandelor.

La înnădiri cu șuruburi de înaltă rezistență, cînd în înnădire acționează un efort de întindere, se efectuează verificarea cu un efort redus (fig. 14.3), calculat pentru platbandă cu relația (10.2) :

$$N_{1-1} = N\left[1 - 0{,}4\,\frac{n_1}{n}\right]; \quad \sigma_{1-1} = \frac{N_{1-1}}{(b - n_1 d)t_1} \leqslant R. \qquad (14.2)$$

Pentru elementele solicitate la compresiune nu se ține seamă de slăbirea secțiunii datorită găurilor.

## 14.3. ÎNNĂDIREA BARELOR ÎNCOVOIATE

Înnădirea de uzină sau de montaj a barelor încovoiate — profile laminate la cald sau grinzi compuse, se realizează sudat. Înnădirile la șantier ale grinzilor compuse cu eforturi importante sau care suportă încărcări mari dinamice, se realizează obișnuit cu șuruburi de înaltă rezistență.

Profilele laminate I sau U, laminate la cald, se înnădesc cu sudură cap la cap (fig. 14.4, *a*). Uneori la talpa întinsă se prevede o eclisă prinsă cu cusături în relief pentru a realiza capacitatea portantă a înnădirii corespunzătoare secțiunii din exteriorul înnădirii. O astfel de soluție produce nesimetria secțiunii în dreptul înnădirii (fig. 14.4, *b*). Se pot realiza înnădiri cu eclise, a căror formă să permită realizarea în bune condițiuni a sudurilor în relief, fără a fi necesară manevrarea barei (fig. 14.4, *c*). Se pot realiza înnădiri cu suduri în relief prin intermediul unei plăci transversale interpusă între cele două tronsoane de bară care se înnădesc (fig. 14.4, *d*).

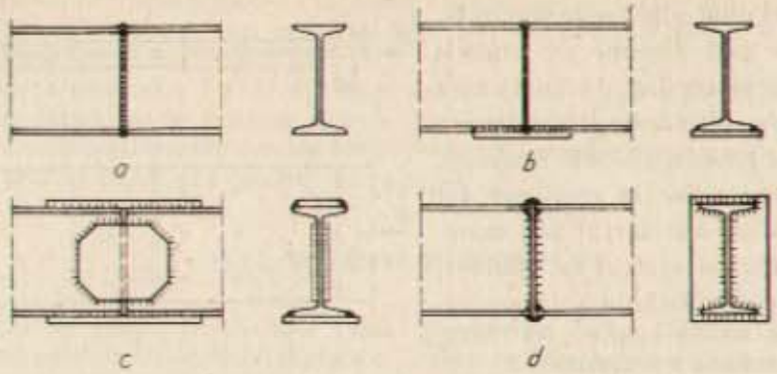



Fig. 14.4. Înnădirea sudată a grinzilor laminate.

În cazul unor solicitări dinamice, înnădirile cu eclise nu sînt indicate, deoarece se pot produce ruperi prin oboseală. În asemenea situații se vor prevedea suduri cap la cap și prelucrarea suprainălțimii bombamentului cusăturilor.

Grinzile cu inimă plină, secțiune compusă, se înnădesc în mod obișnuit cu cusături cap la cap, atît platbandele, cît și inima (fig. 14.5, *a*). În dreptul acestor înnădiri se va putea efectua și schimbarea secțiunii platbandelor, grosimea sau lățimea lor, cît și grosimea inimii. Părțile componente ale secțiunii, platbandele și inima, se sudează separat fiecare, pe toată lungimea grinzii, anterior asamblării lor, efectuîndu-se în același timp, dacă este cazul, și verificarea cu radiații a cusăturilor. Este indicat ca înnădirea platbandelor și inimii să nu fie plasate în aceeași secțiune, decalarea înnădirii platbandelor să fie la o distanță minimă de 200 mm față de cea a inimii, în stînga și dreapta acesteia (fig. 14.5, *a* și *b*). Necesitățile de transport impun realizarea grinzii din două sau chiar mai multe tronsoane. În situațiile în care posibilitățile de manevrare la montaj sînt limitate, astfel încît fac imposibilă întoarcerea grinzii, la proiectarea înnădirii va trebui să se țină seamă de modul de pregătire a rosturilor în funcție de posibilitățile de executare a sudurilor, evitîndu-se executarea lor peste cap, exceptînd resudarea rădăcinii. În vederea sudării platbandei tălpii inferioare pe toată lățimea ei în inima grinzii se prevede o nișă (fig. 14.5, *b*).

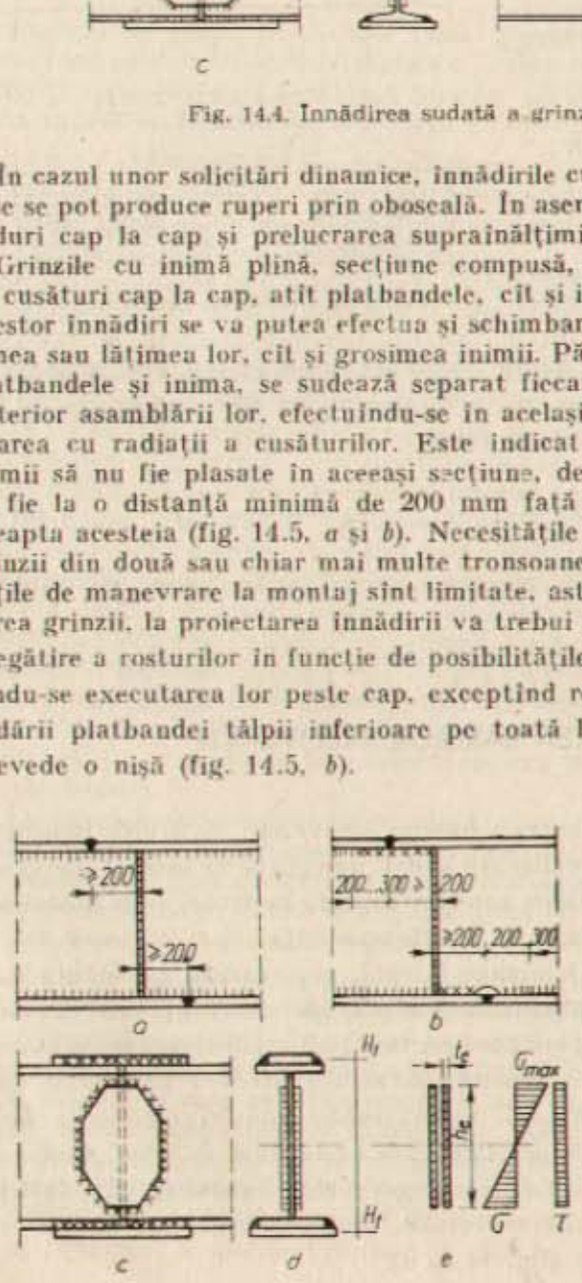



Fig. 14.5. Înnădirea sudată a grinzilor compuse.



Înnădirile cap la cap ce se execută pe șantier necesită o mare precizie în vederea pregătirii pieselor și a menținerii liniarității lor. În cazul solicitărilor statice se pot folosi îmbinări cu eclise sudate cu cusături în relief (fig. 14.5, *c*). Atunci cînd grinzile sînt solicitate dinamic este indicată înnădirea lor cu șuruburi de înaltă rezistență.

Calculul înnădirii lor cap la cap cu sudură în adîncime, cu placă transversală a profilelor laminate, se efectuează după cele stabilite la 4.10.

Înnădirea de atelier a grinzilor cu inimă plină din table sudate se efectuează separat pentru tălpi și inimă. Platbandele tălpilor se înnădesc cap la cap cu cusături de adîncime. Sudura se realizează astfel încît lungimea ei să fie completă pe lățimea platbandei. În acest caz la talpa comprimată rezistența de calcul este cea corespunzătoare metalului de bază, iar în talpa întinsă se adoptă în funcție de calitatea sudurii și uneori poate fi numai $0{,}8R$. În acest caz pentru a nu se depăși rezistența de calcul, este necesar ca înnădirea să se plaseze în secțiuni cu eforturi mai mici, astfel încît să fie satisfăcute condițiile de rezistență date în cap. 10.

Dacă în secțiunea de înnădire în metalul de bază al inimii sînt satisfăcute condițiile de rezistență date în cap. 10, nu este necesară verificarea înnădirii (§ 10.3.5).

Cînd îmbinarea grinzii se realizează cu eclise, eforturile din secțiunea de înnădire se distribuie la elementele componente într-un anumit mod și anume :

— momentul încovoietor proporțional cu rigiditățile inimii, respectiv ale tălpilor, adică

$$M_i = M\frac{I_i}{I};\quad M_t = M\frac{I_t}{I};\quad H_t = \frac{M_t}{h}; \tag{14.3}$$

— forța tăietoare din secțiune se consideră că este preluată în întregime de inimă :

$$T_i \simeq T. \tag{14.4}$$

Dacă în secțiune acționează și forța axială $N$, cazul stîlpilor, distribuția acesteia la inimă și tălpi se face în modul următor :

$$N_i = N\frac{A_i}{A};\quad N_T = N\frac{A_t}{A}. \tag{14.5}$$

În aceste condiții eclisa tălpii superioare și inferioare va fi solicitată la un efort rezultat din momentul încovoietor și efortul axial :

$$H_t \pm \frac{N_T}{2}. \tag{14.6}$$

Semnul plus se ia cînd eforturile au același semn, respectiv semnul minus, cînd sînt de semne opuse. Eclisele se vor dimensiona pentru acest efort și la fel și prinderea lor.

Eclisele inimii vor fi solicitate la tensiuni normale $\sigma$ rezultate din $M_i$ și $N_i$ și la tensiuni tangențiale din $T_i$.

Tensiunea normală maximă va fi la extremitatea eclisei :

$$\sigma = \frac{M_i}{W_e} + \frac{N_i}{A_e} = \frac{6M_i}{2t_e h_e^2} + \frac{N_i}{2t_e A_e} \tag{14.7}$$

Tensiunea tangențială rezultă din ipoteza distribuției uniforme a forței tăietoare la secțiunea eclisei inimii

$$\tau_e = \frac{T}{2t_e h_e}. \tag{14.8}$$

Se efectuează verificarea și cu un efort unitar echivalent

$$\sigma_{ech} = \sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2} \leqslant 1{,}1R. \qquad (14.9)$$

Calculul prinderii cu sudură de colț a ecliselor de inimă se efectuează pentru aceleași eforturi ca și eclisele cu relațiile stabilite la § 4.10.2.

*Înnădiri cu șuruburi.* Înnădirea profilelor laminate I (fig. 14.6, *a*) se realizează dispunînd pe fiecare talpă cîte o eclisă, care este solicitată la efortul axial $H_t$, relația (14.3). Dimensionarea eclisei și a niturilor de prindere pentru trecerea peste rost a efortului $H_t$ se efectuează după cele stabilite la § 14.2.

Înnădirea inimii se realizează la fel cu două eclise, care trebuie să îndeplinească condiția $W_e \geqslant W_i$, rezultînd în general $2t_e > t_i$. Efortul în șurubul cel mai solicitat din momentul încovoietor ce revine inimii și din forța tăietoare, se determină cu relațiile stabilite la cap. 6.

Înnădirea grinzilor compuse sudate, cu șuruburi sau șuruburi de înaltă rezistență se realizează în mod analog, cu cîte două eclise dispuse pe inimă și pe tălpi, astfel ca elementele de prindere să fie solicitate mai favorabil, la dublă forfecare, respectiv presiune pe gaură, reducîndu-se lungimea ecliselor și numărul elementelor de prindere (fig. 14.6, *b*). Șuruburile se calculează cu relațiile stabilite în capitolul 6. În fiecare parte a rostului de înnădire a inimii, eclisele se prind cu minimum două șiruri verticale de șuruburi.

Efortul în șurubul cel mai solicitat din eforturile ce revin inimii în dreptul rostului, cînd eclisele inimii au forma aproape pătrată $h_e/b < 2{,}5$, se determină cu relația

$$N = \sqrt{\left[\frac{M_i y}{\Sigma(x_i^2 + y_i^2)}\right]^2 + \left[\frac{M_i x}{\Sigma(x_i^2 + y_i^2)} + \frac{T}{h}\right]^2} \leqslant N^b. \qquad (14.10)$$

În cazul cînd eclisele inimii au forma dreptunghiulară $h_e/b > 2{,}5$, efortul în elementul de prindere cel mai solicitat se determină cu o relație mai simplă, neglijîndu-se componentele după verticală ale efortului din $M_i$.

$$N = \sqrt{\left(\frac{M_i y}{\Sigma y_i^2}\right)^2 + \left(\frac{T}{n}\right)^2} \leqslant N^b. \qquad (14.11)$$

Cînd grinzile cu secțiune plină au inimile cu înălțimi ce depășesc lățimile de laminare, este necesară realizarea unor înnădiri orizontale, care se plasează în mod obișnuit la jumătatea înălțimii. Înnădirile grinzilor sudate se realizează prin cusături de sudură de adîncime în Y sau X, în funcție de grosimea inimii.

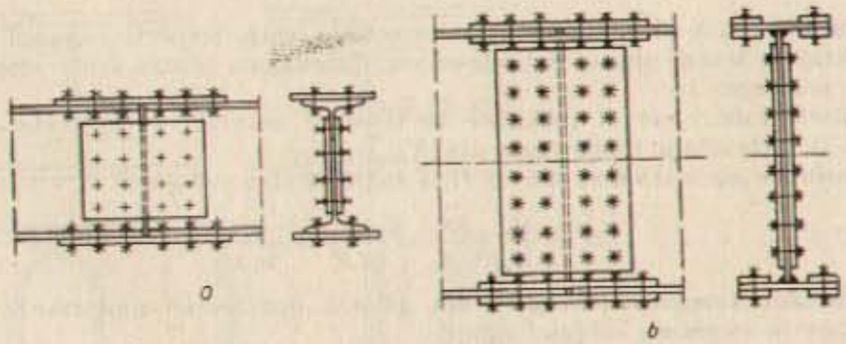



Fig. 14.6. Înnădirea cu șuruburi a grinzilor laminate și compuse :
*a* — înnădirea unui profil I ; *b* — înnădirea cu șuruburi a unei secțiuni compuse sudate.



CAPITOLUL 15

# PRINDERI ȘI REZEMĂRI

## 15.1. REZEMAREA ȘI PRINDEREA GRINZILOR SECUNDARE PE GRINZI PRINCIPALE

### 15.1.1. ALCĂTUIRE

Prinderea grinzilor secundare pe grinzile principale se poate realiza în două moduri :

— prinderi care transmit numai forțe (reacțiuni), corespunzînd unei rezemări simple (fig. 15.1 și 15.3, *a*, *b*, *c*) ;

— prinderi care transmit forțe și momente, corespunzînd unei rezemări cu continuitate (fig. 15.2 și 15.3, *d*).

O rezolvare simplă o reprezintă așezarea directă a grinzilor secundare pe grinda principală, legătura fiind asigurată prin șuruburi la talpa inferioară sau prin piese laterale care împiedică răsucirea grinzilor secundare pe reazem. Continuitatea grinzilor secundare se poate realiza prin intermediul unor plăcuțe de continuitate, care se sudează la montaj.

Sub grinzile secundare, grinzile principale sînt prevăzute cu rigidizări transversale care asigură transmiterea încărcării la inima grinzii și împiedică încovoierea tălpii sub acțiunea presiunii locale (fig. 15.3).

În multe cazuri, condițiile de gabarit impun ca grinzile secundare să fie așezate cu talpa superioară la nivelul grinzilor principale, sau chiar mai jos (fig. 15.1 și 15.2).

La orice tip de rezemare soluția aleasă trebuie să asigure condițiile de deformație cerute de elementele de construcție. În cazul cînd reazemul transmite numai forțe, pentru a permite rotirea grinzii secundare pe reazem,

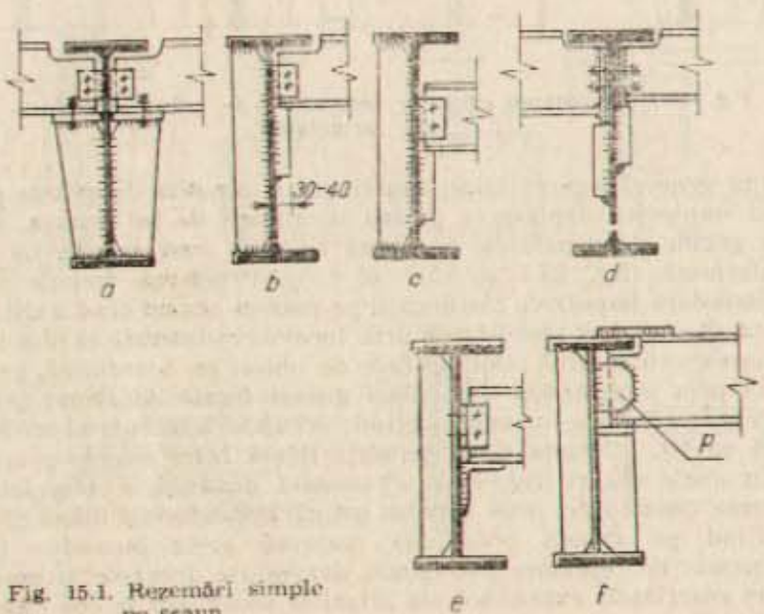



Fig. 15.1. Rezemări simple pe scaun.

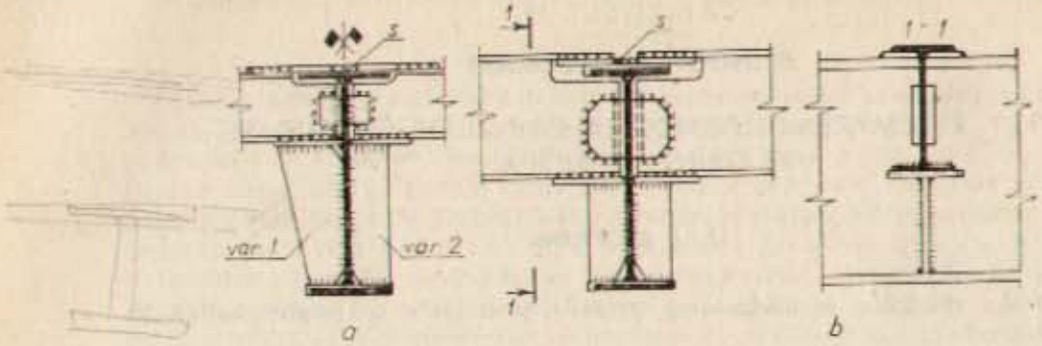



Fig. 15.2. Rezemări cu continuitate.

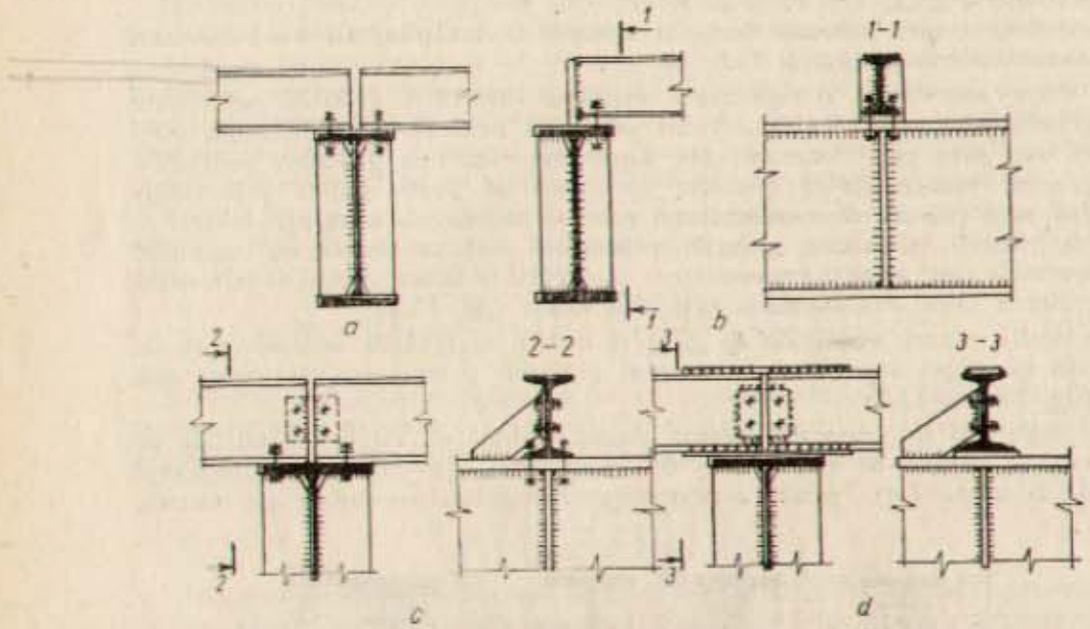



Fig. 15.3. Rezemarea grinzilor secundare pe talpa superioară a grinzilor principale.

se evită în general legarea tălpii superioare a acesteia de grinda principală. Pentru a împiedica deplasarea grinzii secundare de pe reazem, aceasta se leagă de grinda principală fie pe inimă în zona axei neutre, fie numai pe talpa inferioară (fig. 15.1 și 15.3, *a*, *b*, *c*). Prinderea trebuie să asigure grinda secundară împotriva răsturnării pe reazem atunci cînd există tendința ca aceasta să-și piardă stabilitatea prin încovoiere laterală și răsucire.

Rezemarea sub nivelul tălpii se face de obicei pe o cornieră, pe un scaun sudat sau prin intermediul unei plăci groase fixată pe inima grinzii principale. Pentru a fi ușor introdusă, grinda secundară trebuie să aibă lungimea mai mică cu 10...20 mm decît distanța liberă între inimile grinzilor principale. În unele cazuri (fig. 15.1, *d*) această distanță se completează prin introducerea unor fururi între capătul grinzii secundare și inima grinzii principale. Cînd pe grinda principală reazemă grinzi secundare pe ambele părți, scaunele de rezemare pot fi mai dezvoltate deoarece momentele provenite din reacțiunile excentrice ale grinzilor secundare se echilibrează între



ele (fig. 15.1, *a* și 15.2). Dacă grinda reazemă pe o singură parte este indicată o rezemare pe o placă groasă (fig. 15.1, *b* și *c*) care să asigure transmiterea reacțiunii cît mai aproape de inima grinzii principale, evitînd momentele de răsucire. Dacă transmiterea are o excentricitate mai mare, atunci este de preferat o legătură rigidă între grinda principală și grinda secundară astfel ca rotirea din răsucire a celei dintîi să fie limitată de rotirea din încovoiere pe reazem a celei de a doua (fig. 15.1, *f*). Este indicată și prinderea cel puțin cu o plăcuță *p* laterală, sudată pe inima grinzii secundare și care asigură continuitatea nervurii de rigidizare a grinzii principale deasupra scaunului.

În cazul grinzilor continue (fig. 15.2) scaunul se dezvoltă în mod corespunzător, sudîndu-se de el talpa inferioară a grinzii secundare ; continuitatea tălpii superioare este asigurată prin intermediul unei plăcuțe de continuitate sudată. Cînd grinzile secundare sînt compuse (fig. 15.2, *b*) se poate evita sudarea pe deasupra a plăcuței de continuitate, care poate da unele dificultăți la realizarea podinei de circulație ; plăcuța de continuitate este în acest caz prevăzută sub tălpile superioare ale grinzilor secundare.

Pentru a asigura stabilitatea grinzii principale se leagă talpa superioară a acesteia de grinzile secundare, sudîndu-se de plăcuța de continuitate cu cordoanele *s* (fig. 15.2).

### 15.1.2. CALCULUL PRINDERILOR

Prinderile care transmit numai forțe (rezemări simple) se calculează la reacțiunile *N* pe care le transmit grinzile secundare ; se verifică atît presiunea locală la contactul dintre grindă și scaun, cît și eforturile unitare care apar în scaun.

Presiunea locală dintre grindă și scaun se calculează considerînd că repartizarea reacțiunii grinzii secundare se face după planuri înclinate la 45° față de marginea racordării inimii (fig. 15.4, *a* și *b*) folosind relația :

$$\sigma_l = \frac{N}{c \cdot a} \leqslant R_l. \qquad (15.1)$$

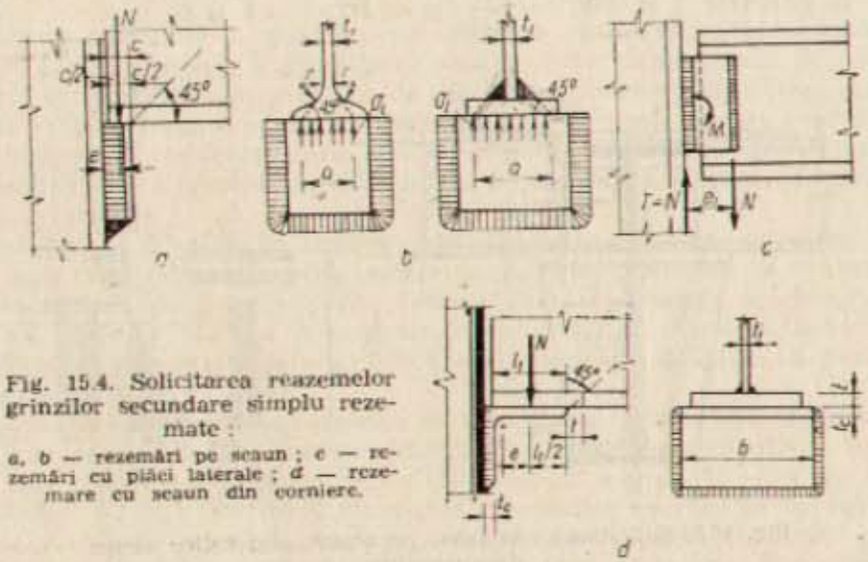



Fig. 15.4. Solicitarea reazemelor grinzilor secundare simplu rezemate :

a, b — rezemări pe scaun ; c — rezemări cu plăci laterale ; d — rezemare cu scaun din corniere.

Se poate admite că rezistența de calcul la presiune locală să fie majorată pînă la $1{,}25R$ cînd se asigură contactul pe toată suprafața de rezemare. În cazul cînd rezistența de calcul este depășită, se crează pe reazem nervuri de rigidizare care permit antrenarea în lucru a tălpii pe o lățime mai mare. Prinderea cu sudură a scaunului se calculează la acțiunea forței $N$ și a momentului $M = N \cdot e$. Prinderile cu plăci laterale se calculează în mod asemănător ținînd seama că reacțiunea $N$ se transmite cu excentricitatea $e_1$ și ca atare cordoanele sînt solicitate de un moment și o forță tăietoare (fig. 15.4, *c*) $M = N \cdot e_1$, respectiv $T = N$.

În cazul unei rezemări ca în figura 15.4, *d*, scaunul format dintr-o cornieră se verifică și la încovoiere:

$$\sigma = \frac{6M}{b \cdot t^2} \leqslant R\,; \text{ unde } M = N \cdot e. \tag{15.2}$$

În toate cazurile (fig. 15.4, *a*, *b* și *d*) pe lîngă scaun se verifică la presiune locală și inima grinzii secundare:

$$\sigma_b = \frac{N}{(c + t) \cdot t_i} \leqslant 1{,}25R, \tag{15.3}$$

cu specificația că pentru situația din figura 15.4, *d* în relația (15.3) în loc de $c$ se introduce $l_1$.

Prinderile grinzilor secundare continue trebuie calculate la reacțiunea $N$ și la momentul de pe reazem $M$. Acest moment este preluat de plăcuțele de continuitate de la cele două tălpi ($P_1$ și $P_2$), printr-un cuplu $H \cdot h$ (fig. 15.5, *a*). În consecință plăcuța de continuitate superioară $P_1$ și sudurile care o prind de tălpi se calculează la forța $H = M/h$.

Scaunul lucrează ca o consolă solicitată de forța $H$ și reacțiunea $N$; se admite că forța $H$ (deci și momentul dat de ea, $M_2$) se echilibrează în secțiune, scaunul calculîndu-se la o forță tăietoare $T = N$ și un moment $M_1 = N \cdot e_1$; secțiunea de calcul și schema de solicitare a sudurii sînt cele din figura 15.5, *b*.

Această variantă necesită verificări în punctele *1* și *3*:

– în punctele *1* și *3* $\tau_i^M = \frac{M_1}{I_x^s} \cdot y_i \leqslant R_f^s$; $i = 1$ și 3. (15.4)

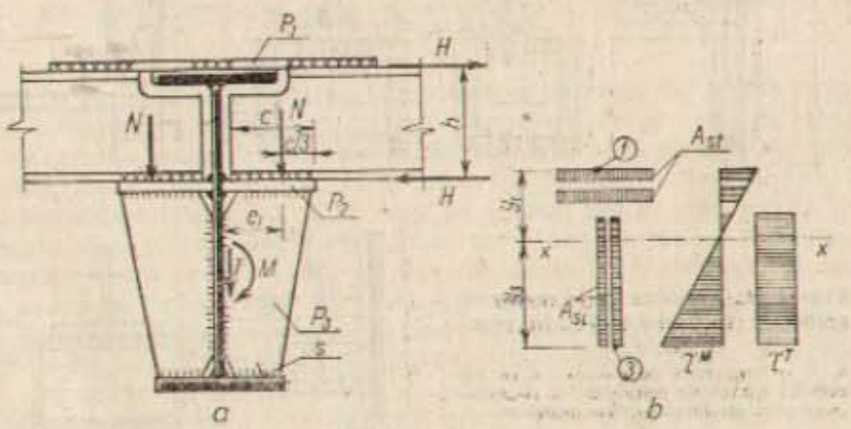



Fig. 15.5. Solicitarea rezemării pe scaun a grinzilor secundare continue.



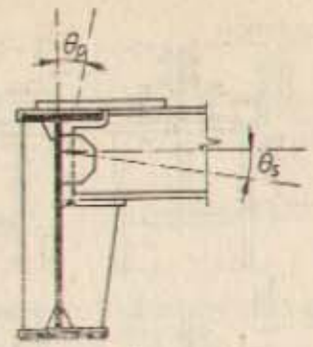



Fig. 15.6. Schemă de calcul la o prindere rigidă.

Se consideră simplificat că forța tăietoare este preluată numai de sudura de pe inima scaunului:

$$\tau_T = \frac{T}{A_{si}} \leqslant R_f^s. \tag{15.5}$$

Suprapunînd efectele momentului $M_1$ și forței tăietoare $T$ *în punctul 3* se obține:

$$\tau_3^M = \frac{M_1}{I_x^s} \cdot y_3\,; \quad \tau_T = \frac{T}{A_{si}}\,; \quad \sqrt{(\tau_3^M)^2 + (\tau_T)^2} \leqslant R_f^s. \tag{15.6}$$

Calculul solicitărilor la prinderea din figura 15.1, *f* se efectuează conform schemei din figura 15.6 punînd condiția

$$\theta_p = \theta_s = 0. \tag{15.7}$$

Modul cum se conduce calculul este dat la § 20.4.

## 15.2. REZEMAREA GRINZILOR PE STÎLPI

Rezemarea articulată a grinzilor pe stîlpi se realizează prin așezarea grinzii pe capul stîlpului. Transmiterea axială a reacțiunii grinzii se realizează prin intermediul unui element de rezemare (centrare) de lățime mică, dezvoltat în plan transversal față de axa grinzii. În unele cazuri suprafața de reazem poate fi prelucrată curb, ceea ce asigură o transmitere mai precisă a reacțiunii. Plăcuța de centrare este sudată de unul din elemente, de obicei de talpa grinzii.

Legarea grinzii de stîlp în vederea preluării unor reacțiuni negative (de jos în sus) este asigurată prin șuruburi. Forțele orizontale se transmit prin elemente de blocare, denumite tacheți, care se sudează de elementul pe care nu s-a sudat plăcuța de centrare (capul stîlpului). Sudarea tacheților se face după ce grinda și stîlpul au fost așezați unul față de altul în poziția cerută în proiect.

În figura 15.7 sînt arătate rezolvări de rezemări și prinderi pe capul stîlpilor și pe console. Pentru ușurarea montajului, găurile prevăzute în talpa inferioară a grinzii — rezemate pe un stîlp sau pe o consolă — se fac mai mari cu circa 5...10 mm decît diametrul șuruburilor cu care se va realiza legătura, găuri care în cazul grinzilor continue (care suportă momente mari pe reazeme) conduc la o slăbire apreciabilă a tălpii inferioare. Din această

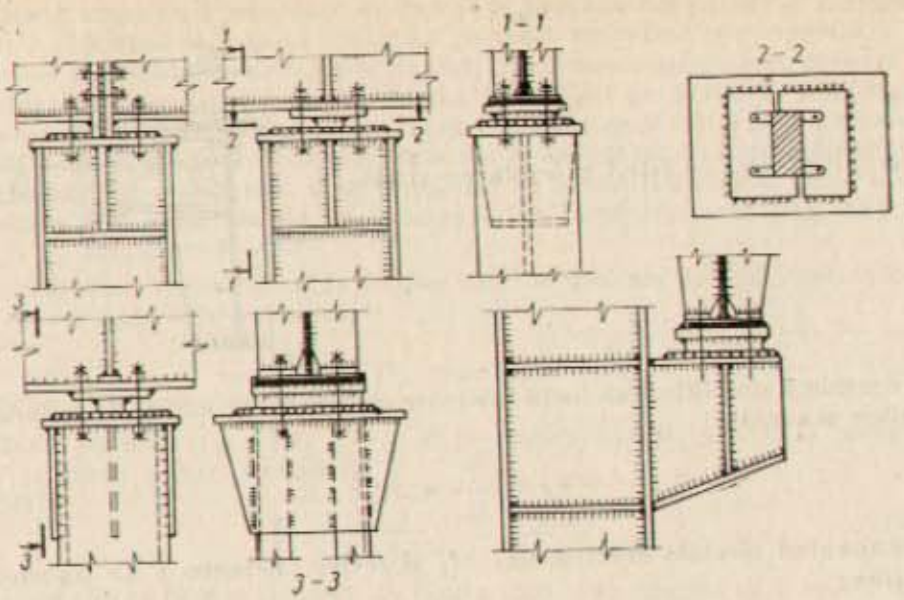



Fig. 15.7. Rezemarea grinzilor pe stîlpi și console.

cauză, pe talpa inferioară a grinzilor continue (în zona cu găuri) este recomandat să se sudeze o placă, care întărește zona slăbită și asigură o suprafață plană plăcii de centrare. Alteori se dau găuri ovalizate ; în talpa grinzii ovalizarea este în lungul grinzii, iar pe capul stîlpului ovalizarea se dă în direcție perpendiculară pe cea dintîi. Aceasta asigură toleranțe suficient de mari pentru un montaj ușor.

## 15.3. PRINDERI ARTICULATE

Prinderile articulate se realizează astfel încît să permită rotirea barelor în limitele valorilor rezultate din deformațiile elastice.

Prinderile articulate sînt folosite la alcătuirea nodurilor grinzilor cu zăbrele demontabile, la prinderea unor tiranți și la realizarea articulațiilor la elemente încovoiate.

Barele din oțel rotund, țeavă sau profile, solicitate la eforturi axiale se prind cu ajutorul unor platbande sudate la extremitatea lor (fig. 15.8). Prin platbande este trecută o piesă cilindrică prevăzută la capete cu cap, filet și piuliță sau numai cu niște elemente pentru a asigura fixarea laterală. Pentru realizarea piesei cilindrice — denumită bulon de articulație sau bolț — se folosește oțelul carbon obișnuit OL 37, sau dacă este necesar, oțeluri cu caracteristici mecanice superioare (OL 44, OL 52), oțeluri carbon de calitate (OLC 35, OLC 45), eventual oțeluri aliate și tratate termic.

La grinzile încovoiate de dimensiuni mici, articulațiile (fig. 15.9) pot fi realizate cu bulon (bolț). La grinzile de dimensiuni mai mari articulația este realizată cu ajutorul unor dispozitive speciale — alcătuind praguri prin care se transmit reacțiunile (fig. 15.10). În aceste cazuri articulația nu poate



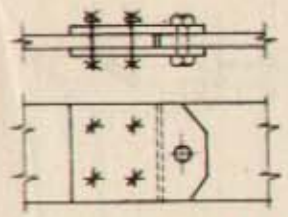


Fig. 15.8. Prindere articulată pentru platbande.

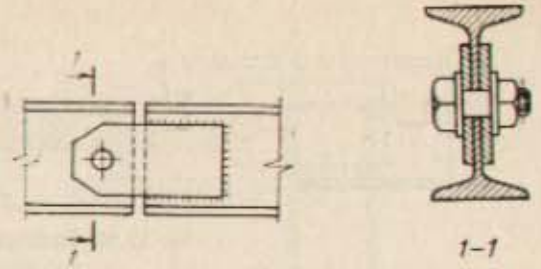



Fig. 15.9. Prindere cu bulon de articulație la o grindă încovoiată.

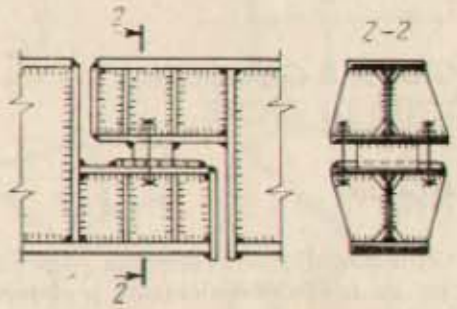



Fig. 15.10. Articulații la grinzi.

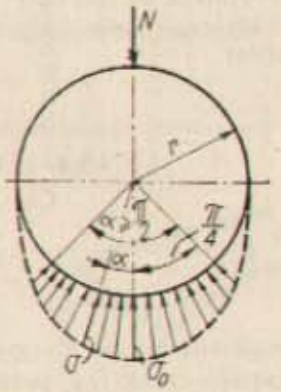



Fig. 15.11. Variația presiunii la articulații cilindrice.

transmite decît reacțiuni într-un singur sens, partea din dreapta rezemînd pe cea din stînga. Prin șuruburile de ancoraj pot fi preluate și unele forțe de sens opus. Alte tipuri de articulații se dau la cap. 23.

Verificarea bulonului de articulație (fig. 15.11) la strivire, cînd zona de contact este sub un unghi egal sau ceva mai mare decît 90° se face cu relația (15.8) :

$$\sigma_0 = \frac{N}{l \cdot r} \leqslant R \qquad (15.8)$$

în care $l$ este lățimea de contact pe piesele care alunecă în același sens.

În cazul cînd raza bulonului diferă mai mult față de raza găurii, sau cînd rezemarea unui element cilindric se face pe o suprafață plană, verificările se efectuează cu formulele lui Hertz (v. § 3.4).

Cînd rezemarea are loc între două suprafețe plane și se asigură contactul pe toată suprafața, rezistența la presiune locală se poate admite pînă la $1{,}5R$.

Buloanele de articulație trebuie verificate și la forfecare cu relația :

$$\frac{4 \cdot N}{n \cdot \pi d^2} \leqslant 0{,}7R. \qquad (15.9)$$

în care $N$ este forța care revine bulonului, $d$ — diametrul, iar $n$ — numărul secțiunilor de forfecare.

Lungimea bulonului de articulație nu trebuie să fie prea mare în raport cu diametrul ; în caz contrar este necesară verificarea tijei și la momentele

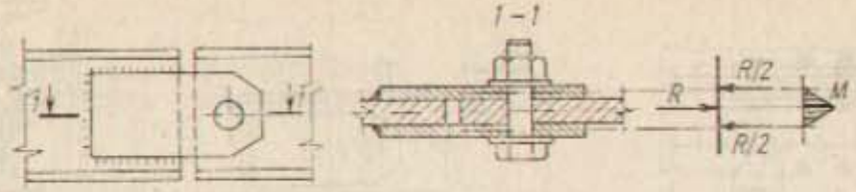



Fig. 15.12. Încovoierea tijei.

încovoietoare care apar. Schema după care se calculează bulonul la încovoiere este arătată în figura 15.12.

Şuruburile de ancoraj se calculează să preia reacţiunile negative, iar tacheţii se calculează la acţiunea forţelor orizontale care se dezvoltă pe reazemele grinzilor.

## 15.4. LEGĂTURI RIGIDE ALE GRINZILOR CU STÎLPII. COLŢURI DE CADRE

### 15.4.1. ALCĂTUIRE

Prinderile rigide ale grinzilor de stîlpii metalici se realizează prin sudare; ele capătă rezolvări specifice în funcţie de modul de alcătuire a elementelor (profile laminate sau elemente compuse).

În cazul profilelor laminate dublu T legătura se realizează prin tăierea capetelor riglei şi stîlpului sub un unghi corespunzător bisectoarei unghiului format de cele două elemente, iar legătura se realizează prin sudarea lor pe o placă intermediară (fig. 15.13, *a*). Se poate de asemenea realiza soluţia din figura 15.13, *b* prin tăierea cu flacăra a unui sector triunghiular, vîrful acestuia fiind găurit în prealabil cu burghiul; se îndoaie apoi la cald aripa exterioară, sudarea realizîndu-se pe o placă intermediară.

Cînd elementele sînt compuse prin sudare, legătura dintre elemente poate avea rezolvările din figura 15.13, *c*...*m*. Cazurile din figurile 15.13, *e* şi *f* reprezintă prinderi cu trei sau patru ramificaţii, iar cel din figura 15.13, *m* — legătura din vîrful unei rigle de cadru cu două pante. În cazurile din figurile 15.13, *c*, *d*, *e*, *f*, pe inima fiecărui element (de exemplu a stîlpului) în dreptul tălpilor elementului alăturat (a grinzii), trebuie prevăzute nervuri de rigidizare care să preia eforturile transmise de aceste tălpi. Cînd acţionează forţe tăietoare importante nodul trebuie prevăzut şi cu o nervură de rigidizare dispusă după diagonală.

Prinderile în care acţionează momente încovoietoare importante, de regulă mai mari decît în secţiunea curentă a barelor adiacente, necesită o anumită consolidare; acestea se pot realiza prin introducerea unor vute drepte (fig. 15.13, *h*, *i*, *k*, *m*) sau a unor racordări curbe (15.13, *g*, *j*, *l*). Pentru preluarea eforturilor unitare locale şi pentru evitarea fenomenelor de voalare, inima se consolidează în zona colţului, fie prin îngroşare, fie prin prevederea unor nervuri de rigidizare corespunzătoare.



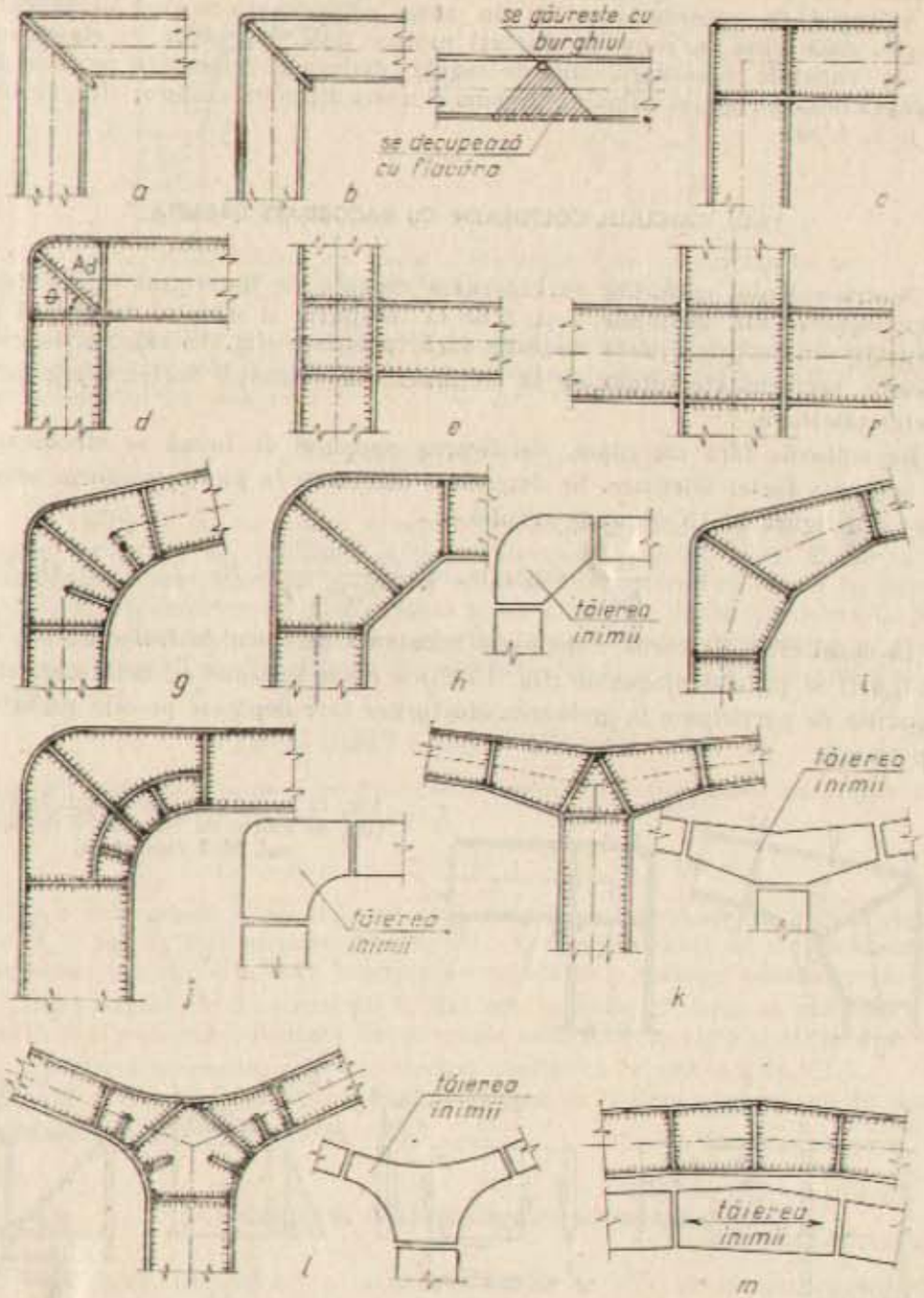



Fig. 15.13. Colţuri de cadre sudate.

La cele două capete ale racordării, respectiv în dreptul bisectoarei unghiului format de axele celor două bare (la mijloc) în mod obligatoriu trebuie prevăzute nervuri de rigidizare transversale complete. Separat de acestea, la colțurile cu racordare curbă, în zona comprimată se prevăd nervuri scurte, duse pînă în zona de eforturi unitare nule. Nervurile de rigidizare de la capetele racordării sînt de regulă diafragme complete pe care se sudează inimile riglei și stîlpului, precum și inima din zona colțului (fig. 15.13, *h, j, k, l, m*).

### 15.4.2. CALCULUL COLȚURILOR CU RACORDARE DREAPTĂ

Pentru calculul colțurilor cu racordare dreaptă, se determină momentele încovoietoare din secțiunile *1* și *2* de la începutul și sfîrșitul racordării și respectiv în secțiunea *1* la nodurile fără racordare (fig. 15.14), verificarea acestor secțiuni efectuîndu-se la acțiunea momentului, forței axiale și a forței tăietoare.

La colțurile fără racordare, verificarea panoului de inimă se efectuează la acțiunea forței tăietoare. Se determină eforturile în panou conform schemei din figura 15.15 de unde rezultă:

$$V = \frac{M}{h_{ig}}, \text{ respectiv } \tau_v = \frac{M}{h_{ig} \cdot h_{ig} \cdot t_i} \leqslant R_f. \qquad (15.10)$$

În cazul cînd eforturile $\tau$ depășesc rezistența de calcul la forfecare ($R_f = 0{,}6R$) se prevăd diagonale (fig. 15.15) a căror secțiune se determină din condiția de participare la preluarea eforturilor care depășesc pe cele preluate de inimă.

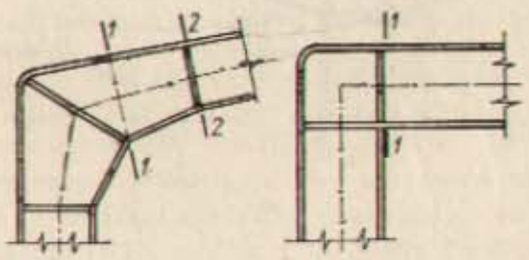


Fig. 15.14. Secțiuni de calcul la colțuri de cadre cu racordare dreaptă sau fără racordare.

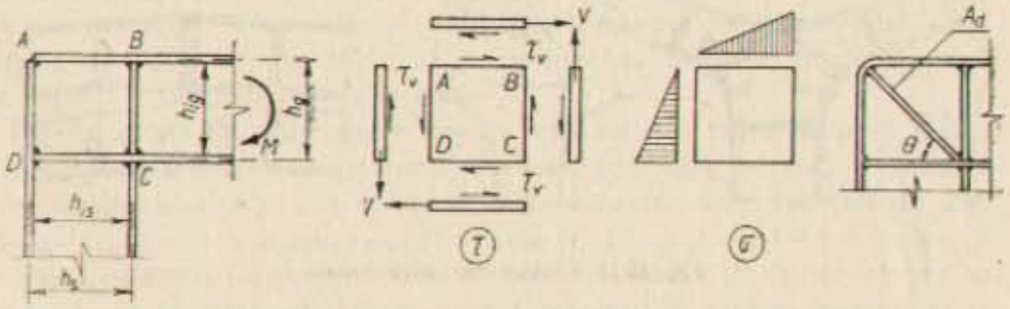


Fig. 15.15. Verificarea panoului de inimă la un colț de cadru fără racordare.



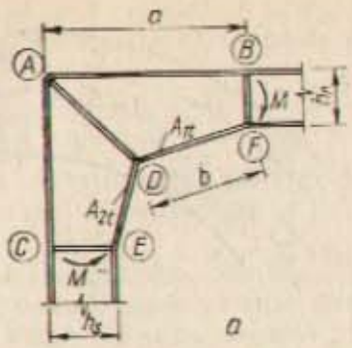


Fig. 15.16. Schema de calcul a eforturilor într-o diagonală la un colț de cadru cu racordare dreaptă.

Aria rigidizărilor $A_d$ se obține din condiția de echilibru între forța din talpa superioară care este echilibrată de forța tăietoare pe care o poate prelua inima și de efortul în diagonală:

$$\frac{M}{h_{ig}} = h_{ig} \cdot t_i \cdot R_f + A_d \cdot R \cdot \cos\theta. \qquad (15.11)$$

La colțurile cu racordare dreaptă determinarea efortului și a dimensiunilor nervurilor de rigidizare se poate efectua în același mod. Datorită dimensiunilor mai mari ale panoului și datorită faptului că inima în partea interioară (comprimată) poate voala și ca atare nu poate participa la preluarea solicitărilor prin forfecare, efortul în diafragma de rigidizare se poate calcula acoperitor din schema de eforturi din figura 15.16 cu ajutorul relației:

$$F_d = C_1' \sin(45^\circ - \theta_1) + C_2' \sin(45^\circ - \theta_2), \qquad (15.12)$$

în care eforturile $C_1'$ și $C_2'$ se pot calcula acoperitor în ipoteza că tălpile sînt solicitate la efortul unitar maxim $R$:

$$C_1' = R \cdot A_{1t}; \quad C_2' = R \cdot A_{2t}, \text{ iar } F_d \leqslant R \cdot A_d. \qquad (15.13)$$

În aceste relații $A_{1t}$ și $A_{2t}$ sînt ariile tălpilor comprimate (de regulă $A_{1t} = A_{2t}$), iar $A_d$ aria secțiunii diafragmei, care pentru cazul cel mai defavorabil se poate lua $A_d = 0{,}75A_t$, mărime acceptată ca o valoare constructivă.

Dacă unghiurile $\theta_1$, respectiv $\theta_2$ sînt mai mari de 12° zona cu racordări nu va fi mai puternic solicitată decît zonele adiacente de riglă și stîlp.

Un calcul mai exact se poate efectua similar ca cel dat la § 18.3.3.5.

Este necesar să nu se producă fenomene de voalare a inimii sau de instabilitate a tălpii comprimate.

### 15.4.3. CALCULUL COLȚURILOR CU RACORDARE CURBĂ

Verificarea colțurilor cu racordare curbă se efectuează pentru solicitările de la începutul racordării (secțiunea *2—2*) și respectiv într-o secțiune în care momentul încovoietor a crescut într-o proporție mai mare decît capacitatea portantă a secțiunii (secțiunea *3—3*). Deoarece această sec-

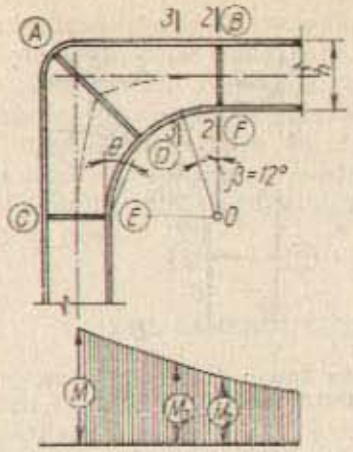



Fig. 15.17. Secțiuni de calcul la colțuri cu racordare curbă.

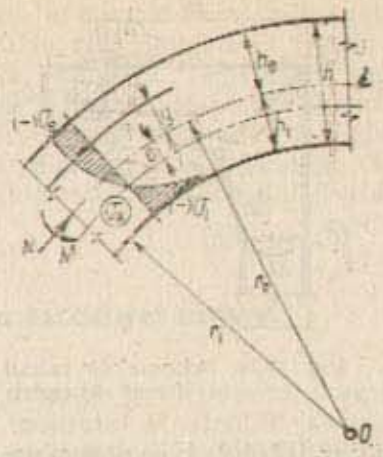



Fig. 15.18. Distribuția eforturilor într-un colț de cadru cu racordare curbă.

țiune se definește mai greu într-o fază inițială, unele norme de proiectare propun ca aceasta să se ia în punctul unde unghiul $\beta = 12°$ intersectează talpa interioară (fig. 15.17).

Ambele secțiuni se verifică în ipoteza că ele fac parte dintr-o bară curbă cu secțiune dublu T ale cărei tălpi au același centru de curbură 0. Colțul se poate considera ca o bară cu curbură mare. Admițind ipoteza secțiunilor plane și normale, și neglijînd deformațiile transversale, formula de calcul pentru o bară cu secțiunea oarecare este (fig. 15.18):

$$\sigma = -\frac{N}{A} + \frac{M}{r_0 A} + \frac{M \cdot r_0}{Z} \cdot \frac{y}{r_0 + y}, \qquad (15.14)$$

în care semnul solicitărilor $M$ și $N$ din figură este pozitiv. Coordonata $y$ este negativă spre fibra interioară. Semnul (—) la $\sigma$ reprezintă compresiune. În fibrele extreme se obține:

$$\sigma_i = -\frac{N}{A} + \frac{M}{r_0 \cdot A} - \frac{M \cdot r_0}{Z} \cdot \frac{h_i}{r_0 - h_i}; \qquad (15.15)$$

$$\sigma_e = -\frac{N}{A} + \frac{M}{r_0 \cdot A} + \frac{M \cdot r_0}{Z} \cdot \frac{h_e}{r_0 + h_e}. \qquad (15.16)$$

Relațiile de mai sus sînt valabile cînd raportul $r_0/h \leqslant 2{,}5$; în cazul cînd $r_0/h > 2{,}5$ elementul se calculează ca o bară cu axă dreaptă. În aceste formule $Z$ este o caracteristică geometrică analoagă momentului de inerție și este dat de expresia:

$$Z = r_0 \cdot \int_A \frac{y^2}{r_0 + y} \, dA. \qquad (15.17)$$



Dacă $r_0/h \geqslant 2$ rezultă $Z = I_x$. Pentru secțiuni dublu T, formula (15.17) se poate scrie sub forma:

$$Z = I_x + \frac{A_i \cdot v_i^2}{r_i} - \frac{A_e \cdot v_e^2}{r_e}, \qquad (15.18)$$

ale cărei notații sînt arătate în figura 15.19. Pentru cazuri curente $r_0/h = 1{,}4 \ldots 1{,}8$ iar $Z = (1{,}15 \ldots 1{,}05) I_x$.

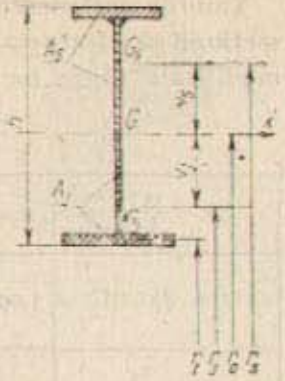


Fig. 15.19. Schemă de calcul a caracteristicilor geometrice la o secțiune dublu T.

Așa cum rezultă din relațiile (15.15) și (15.16) eforturile unitare au o variație diferită de cea care apare la barele cu axa dreaptă; în partea interioară a arcului eforturile cresc sensibil, în timp ce la partea exterioară sînt mai mici decît cele date de ipoteza lui Navier.

Eforturile unitare $\sigma_r$ în inimă dirijate după rază, pot fi neglijate fiind relativ mici. Valoarea lor maximă apare în axa neutră, fără să depășească 20% din valoarea eforturilor unitare normale dirijate după tangenta la curbă ($\sigma_x$). Eforturile $\tau$ din forța tăietoare se pot calcula ca pentru o bară cu axa dreaptă.

Datorită curburii, la barele cu secțiune dublu T apare un efect de încovoiere transversală a tălpilor și de distribuire neuniformă a eforturilor unitare normale pe lățimea tălpii. Această distribuție neuniformă este cu atît mai accentuată cu cît tălpile sînt mai late. Pentru a ține seama de această neuniformitate în calcule se introduce o lățime ideală, redusă, pe care se consideră că efortul unitar este uniform repartizat avînd valoarea $\sigma_m$ (fig. 15.20). Lățimea redusă este $\bar{a}' < a'$ și rezultă din relația:

$$\bar{a}' = \frac{\int_0^{a'} \sigma_t \, dx}{\sigma_m}. \qquad (15.19)$$

Lățimea redusă $\bar{a}'$ se poate exprima în funcție de lățimea reală $a'$ cu relația (v. fig. 15.20):

$$\nu = \frac{\bar{a}'}{a'} = f(k), \qquad (15.20)$$

în care: $k = 1{,}316 \sqrt{\eta}$ și $\eta = \frac{(a')^3}{t \cdot r_i}$.

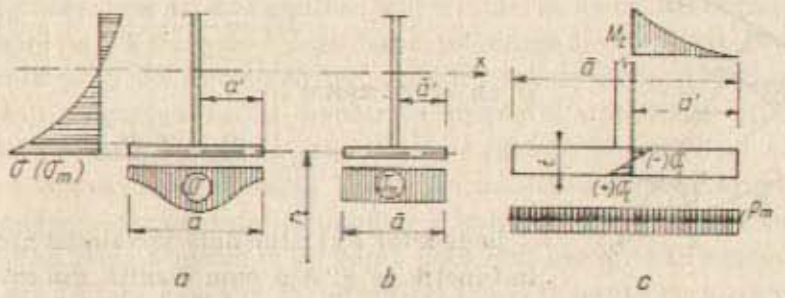



Fig. 15.20. Solicitarea tălpii interioare a unui colț de cadru cu secțiune dublu T la acțiunea componentei radiale.

Valorile coeficientului $\nu$ sînt date în tabelul 15.1. În continuare calculul secțiunii se efectuează cu o secțiune în care talpa interioară are dimensiuni modificate ($\bar{a}$ în loc de $a$), pentru care se găsesc eforturile de calcul $\sigma_m$.

*Tabelul 15.1*

| $\eta = \frac{(a')^2}{t \cdot r_i}$ | 0,00 | 0,10 | 0,20 | 0,30 | 0,40 | 0,50 | 0,60 | 0,70 | 0,80 | 0,90 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $\nu$ | 1,000 | 0,994 | 0,977 | 0,950 | 0,915 | 0,878 | 0,838 | 0,800 | 0,762 | 0,726 |
| $\mu$ | 0 | 0,297 | 0,580 | 0,836 | 1,056 | 1,238 | 1,328 | 1,495 | 1,577 | 1,636 |
| $\eta_i = \frac{(a')^2}{t \cdot r_i}$ | 1,00 | 1,10 | 1,20 | 1,30 | 1,40 | 1,50 | 2,00 | 3,00 | 4,00 | 5,00 |
| $\nu$ | 0,693 | 0,663 | 0,636 | 0,611 | 0,589 | 0,569 | 0,495 | 0,414 | 0,367 | 0,334 |
| $\mu$ | 1,677 | 1,703 | 1,721 | 1,728 | 1,732 | 1,732 | 1,707 | 1,671 | 1,680 | 1,700 |

Datorită curburii, eforturile unitare $\sigma_m$ din talpă au o componentă radială $p_m$ (constantă pe lățimea tălpii), care se determină conform figurii 15.21 :

$$N = 2 \cdot \bar{a}' \cdot t \cdot \sigma_m \cdot \sin \frac{d\alpha}{2} = 2\bar{a}' \cdot t \cdot \sigma_m \frac{d\alpha}{2} = \frac{\bar{a}' \cdot t \cdot \sigma_m \cdot ds}{r_i}, \qquad (15.21)$$

dar $p_m = \frac{N}{\bar{a}' \cdot ds}$ și deci rezultă: $p_m = \frac{\sigma_m \cdot t}{r_i}$. (15.22)

Din această acțiune rezultă un moment încovoietor în talpă (fig. 15.20, *c*), care pentru o fișie de lungime unitară are valoarea :

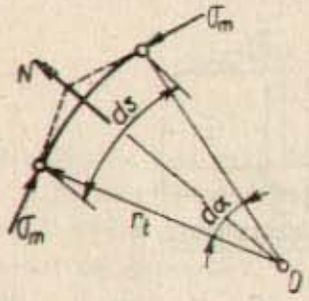



Fig. 15.21. Dezvoltarea componentei radiale datorită curburii.

$$M_t = \frac{\sigma_m \cdot t}{r_i} \cdot \frac{\bar{a}'^2}{2} \qquad (15.23)$$

și un efort unitar

$$\sigma_t = \frac{M_t}{W_t} = \frac{6 \cdot M_t}{t^2}. \qquad (15.24)$$

În tabelul 15.1 sînt date și valorile $\mu(\sigma_t = \mu\sigma_m)$ în funcție de $\eta_i$. Așa cum rezultă din acest tabel, valorile eforturilor unitare produse de încovoierea transversală sînt mari în raport cu $\sigma_m$. Aplicînd



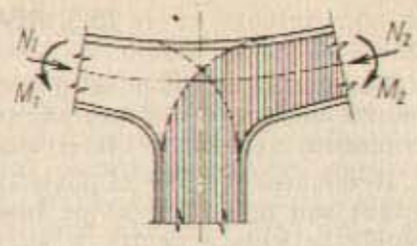



Fig. 15.22. Colț de cadru cu două rigle adiacente.

relația de compunere a eforturilor unitare (în care se neglijează eforturile $\tau$ care au valori reduse),

$$\sigma_e = \sqrt{\sigma_m^2 + \sigma_t^2 - \sigma_m \sigma_t}, \qquad (15.25)$$

se obțin valori mari în punctele unde $\sigma_m$ și $\sigma_t$ sînt de semne contrarii, valori care de regulă depășesc rezistența de calcul a oțelului.

Așa cum au arătat cercetările experimentale efectuate la Institutul de Construcții din București [39], plastificările locale nu sînt periculoase cu atît mai mult cu cît ele se produc numai în secțiunile de lîngă inimă, și numai pe una din fețele tălpilor (cea exterioară), în timp ce pe fața opusă pe care $\sigma_m$ și $\sigma_t$ sînt de același semn (compresiune) plastificarea nu este posibilă. Distrugerea tălpii prin voalare în domeniul plastic se produce numai cînd plastificarea a pătruns pe întreaga secțiune a tălpii, care apare cînd eforțul unitar $\sigma_e$ a atins valoarea limitei de curgere în toate punctele.

Luînd în considerare rezervele plastice reale și rezultatele experimentale, a rezultat că se poate efectua suficient de acoperitor un calcul numai pe baza eforturilor longitudinale $\sigma_m$, punînd condiția ca eforturile unitare efective să nu depășească rezistența de calcul.

Pentru a se ajunge la alcătuiri raționale, talpa interioară se realizează cu o secțiune mai mare decît cea exterioară, obținîndu-se astfel o micșorare a solicitărilor și o mărire corespunzătoare a capacității portante a colțului.

Colțurile de cadru cu două rigle adiacente se pot verifica acoperitor considerîndu-se separat drept colțuri cu cîte o singură riglă, solicitate de momentele și forțele $M_1$, $N_1$ și respectiv $M_2$, $N_2$ (fig. 15.22).

Pentru a asigura inima împotriva voalării, este necesar ca în afara nervurilor, respectiv a diafragmelor dispuse pe toată înălțimea (la începutul racordărilor și mijlocul colțului ; aceasta din urmă cu secțiunea $A_d = 0{,}75A_t$) să se prevadă și nervuri de rigidizare scurte , intermediare. Nervurile și diafragmele complete au rolul de a lega talpa inferioară comprimată de cea superioară întinsă și de elementele de legătură transversale (grinzi secundare, pane etc.), asigurînd colțul împotriva pierderii stabilității prin răsucire. Nervurile scurte au rolul de a asigura inima împotriva voalării și a împiedica deplasarea transversală a tălpii. Ele devin mai eficiente, asigurînd mai bine colțul împotriva fenomenelor de pierdere a stabilității prin răsucire în domeniul plastic (cînd talpa a intrat în curgere), dacă sînt ancorate în zonele de inimă cu eforturi unitare nule sau de întindere, sau sînt legate cu o nervură longitudinală paralelă cu talpa comprimată. Această soluție apare rațională (uneori obligatorie), mai ales în cazul colțurilor cu înălțimi mari (v. fig. 15.13, *j*).

## 15.5. REAZEMELE STÎLPILOR

Rezemările stîlpilor se pot realiza în diferite moduri: articulate, care permit unele rotiri și care pot transmite numai forțe, și încastrate, care pot transmite atît forțe, cît și momente încovoietoare.

Rezemarea stîlpilor se poate face pe elemente metalice, pe grinzi din beton armat sau mai frecvent pe fundații. Rezemarea pe grinzi se realizează de regulă articulată pentru a nu transmite momente. Rezemarea pe fundații se proiectează încastrată cu excepția cazurilor cînd se urmărește să se evite transmiterea unor momente la fundații și teren.

### 15.5.1. REZEMĂRI ARTICULATE

În cazul unor stîlpi cu solicitări reduse rezemările articulate pot fi realizate ca în figura 15.23, *a*, printr-o placă de bază metalică fixată în fundația de beton, care mărește suprafața de rezemare și prin prinderea cu două buloane de ancoraj dispuse în axă astfel încît unele rotiri să fie posibile; buloanele servesc și la fixarea provizorie a stîlpului în timpul operațiunilor de montaj. Sub placa de reazem se toarnă un strat de mortar de ciment de 3...7 cm care asigură o bună așezare și transmitere a presiunilor. La stîlpii cu forțe axiale mari, rezemarea articulată se realizează cu ajutorul unui element de centrare cu suprafața curbă sau plană (fig. 15.23, *b* și *c*). Pe suprafața fundației este prevăzută o placă plană sau cu nervuri de rigidizare, înglobată în beton de la turnare; se prevede de asemenea o blocare laterală cu ajutorul unor tacheți care preiau forțele orizontale de reazem. Pentru a împiedica ridicarea și deplasarea de pe reazem în stadiul de montaj și ulterior, se prevăd și buloane de ancoraj așezate în axă sau aproape de axa stîlpului.

### 15.5.2. REZEMĂRI ÎNCASTRATE

La rezemările încastrate, partea inferioară a stîlpului se dezvoltă în mod corespunzător, alcătuind ceea ce se numește *baza stîlpului*. O astfel de bază se așază pe un strat de 3...7 cm de mortar de ciment cu agregat cu bobul mare și se ancorează în fundație cu 4 sau mai multe buloane de ancoraj. Stratul de mortar se execută prin subturnare.

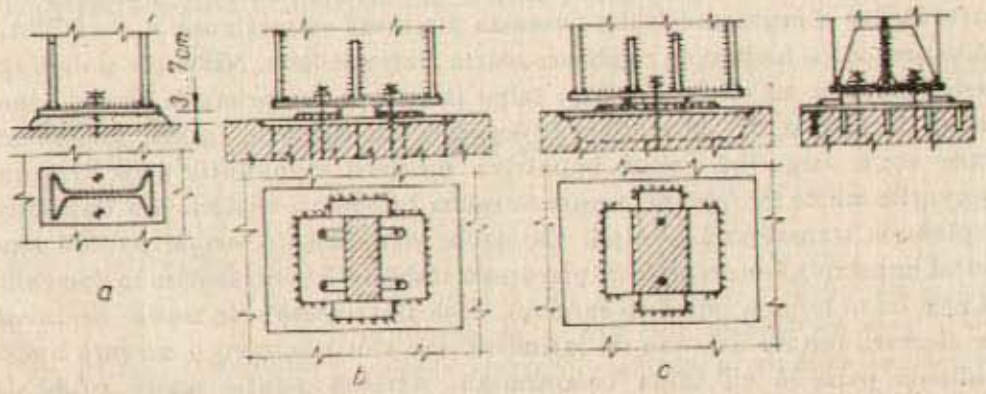



Fig. 15.23. Rezemarea articulată a stîlpilor pe elemente de beton armat.



Baza cea mai simplă este arătată în figura 15.24, *a*. În capătul inferior al stîlpului se sudează o placă (a cărei grosime de obicei nu coboară sub 20 mm) în care se dau găuri prin care trec cele patru buloane de ancoraj.

Astfel de baze se folosesc numai în cazul cînd momentul încovoietor pe care-l transmite stîlpul la fundație este relativ mic în raport cu forța axială. Dacă forțele axiale sînt mari și placa de bază rezultă de grosime mare se prevăd plăci laterale numite și traverse (fig. 15.24, *b*). În anumite cazuri, în care momentele încovoietoare sînt mari și cînd buloanele sînt puternic solicitate, prinderea acestora direct pe placă nu mai este posibilă și este

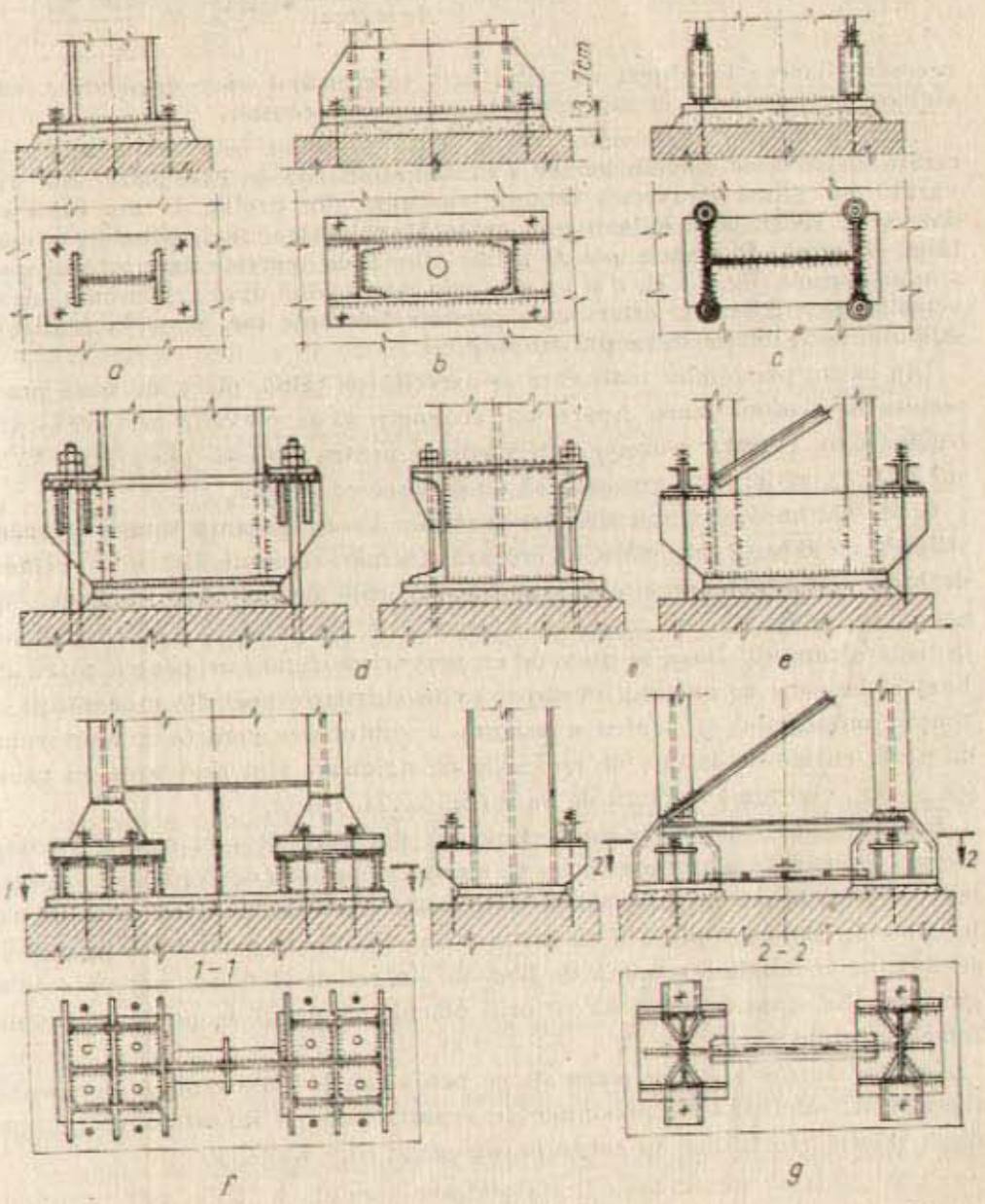



Fig. 15.24. Baze de stîlpi. Soluții care asigură transmiterea momentelor încovoietoare.

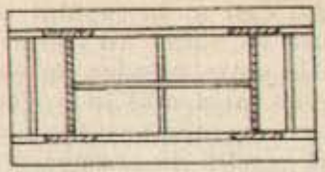


Fig. 15.25. Compartimentarea plăcii bazelor de stîlpi.

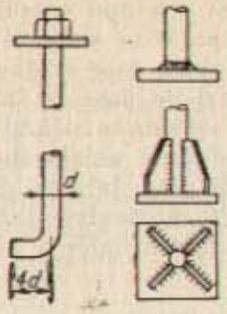



Fig. 15.26. Buloane de ancoraj.

necesară fixarea lor direct de stîlpi prin intermediul unor dispozitive, cum sînt țevile (fig. 15.24, *c*) sau prin alte sisteme de console.

Cînd momentul încovoietor de la baza stîlpului este mare, apare necesară depărtarea buloanelor de axa stîlpului, caz în care baza este prevăzută cu grinzi (traverse) laterale realizate din profile U sau table sudate (fig. 15.24, *d* și *e*), sau este tratată sub forma unei console cu două tălpi și inimă. Buloanele pot fi prinse direct de traverse cu ajutorul unor scaune-console (fig. 15.24, *d* și *g*), sau prin intermediul unor grinzișoare transversale (fig. 15.24, *e*), sistem care permite toleranțe mai mari la centrarea stîlpului pe fundație în timpul montajului.

Din cauza presiunilor mari care se exercită pe talpă, placa de bază poate rezulta de grosime mare. Apare mai economic să se prevadă nervuri și diafragme care creează reazeme intermediare pentru această placă (fig. 15.25 și 15.24, *f*), astfel încît grosimea să nu depășească 40 mm.

Cînd înălțimea secțiunii stîlpilor în dublu T sau distanța dintre ramurile stîlpilor cu zăbrele este mare, se creează rezemări separate alcătuite cu plăci de bază dezvoltate numai sub ramurile verticale ale stîlpului; buloanele de ancoraj se așază pe linia axei ramurii verticale, cîte două sau patru buloane la fiecare ramură. Baza se prevede cu nervuri de rigidizare pentru placa de bază și buloane de ancoraj. Pentru a evita stagnarea apei din precipitații în timpul montajului și pentru a asigura o subturnare corectă a mortarului de pozâ, cutiile delimitate de nervurile de rigidizare sînt prevăzute cu găuri ($\varnothing = 30...50$ mm) în placa de bază (fig. 15.24, *f* și *g*).

Buloanele de ancoraj se confecționează din bare de oțel rotund filetate la unul din capete și sînt prevăzute cu o șaibă și una sau două piulițe. Capătul care se înglobează în fundația de beton este prevăzut cu un cioc drept de lungime $4d$ sau cu o plăcuță cu nervuri (fig. 15.26). În primul caz ancorajul se face pe o lungime minimă de $35d$, iar în cel de-al doilea caz pe o lungime de $18d$, considerînd însă că prin plăcuța de capăt se poate transmite întreg efortul.

*Calculul bazelor* stîlpilor rezemați pe beton sau beton armat se efectuează simplificat, admițînd că presiunile se repartizează pe suprafața de reazem după relația eforturilor în corpurile omogene (fig. 15.27, *a*):

$$\sigma_{1,2} = \frac{N}{A} \pm \frac{M}{W} \leqslant R_a, \qquad (15.26)$$



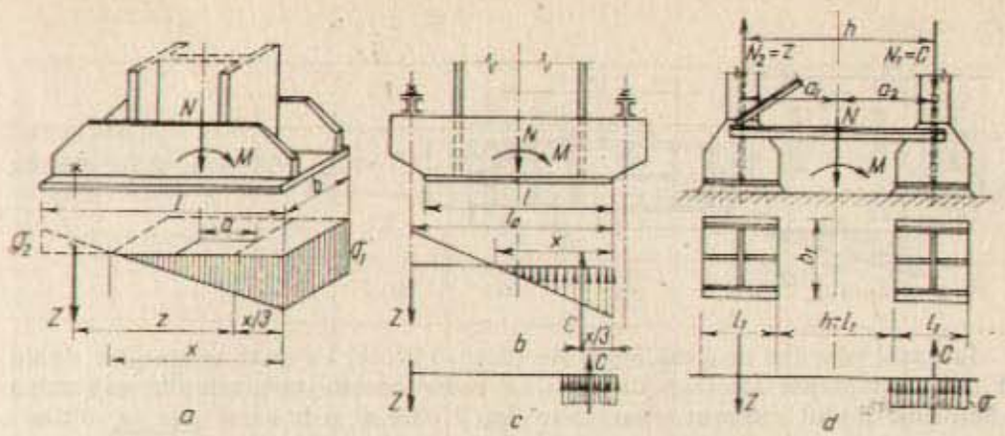



Fig. 15.27. Solicitările bazelor și a buloanelor de ancoraj.

în care $R_a$ reprezintă rezistența de calcul a betonului, în funcție de marca betonului (v. tab. 15.2), iar $W = bl^2/6$ — modulul de rezistență al plăcii de bază.

Această formulă este aplicabilă în cazul cînd între talpa bazei și fundație nu apar eforturi unitare de întindere; ea poate fi utilizată cu o aproximație destul de bună și în cazul cînd între talpă și fundație apar și întinderi.

*Tabelul 15.2*

| Marca betonului | Rezistența betonului, N/mm² |
|---|---|
| B 100 | 5 |
| B 150 | 7 |
| B 200 | 9 |

Eforturile de întindere rezultate din acțiunea momentelor încovoietoare sînt preluate de buloanele de ancoraj. În acest caz se consideră că betonul lucrează numai la compresiune. Determinarea presiunilor pe beton și a eforturilor în buloanele de ancoraj se efectuează în modul următor:

— un calcul aproximativ se poate face admițînd că presiunile pe fundație în zona comprimată sînt cele determinate cu relația (15.26). În acest caz, cu notațiile din figura 15.27, *a* solicitarea dintr-un bulon de ancoraj este:

$$Z = \frac{M - N \cdot a}{2z}; \qquad (15.27)$$

— un calcul mai exact se poate efectua admițînd că diagrama presiunilor are o variație triunghiulară, dedusă din condițiile de echilibru static al presiunilor, efortului în buloane și eforturilor $M$ și $N$ (fig. 15.27, *b*). Impunînd condiția nedepășirii presiunii pe beton $R_a$, pentru o bază cu suprafața dreptunghiulară rezultă:

$$Z = \frac{\alpha \cdot l_a \cdot b \cdot R_a}{2} - N, \qquad (15.28)$$

în care: $\alpha = 1{,}5 - \sqrt{2{,}25 - \frac{3}{r_0^2}}$; $r_0^2 = \frac{R_a^2 \cdot bR_a}{2M_a}$; $M_a = M + N\left(l_0 - \frac{l}{2}\right)$ (15.29)

Pentru baze cu alte forme este necesar să se stabilească formule corespunzătoare.

Se poate de asemenea adopta o soluție în care presiunea pe beton este uniformă (fig. 15.27, *c*) în care caz relațiile (15.29) rămîn valabile, dar coeficienții $\alpha$ au valorile $\alpha = 1 - \sqrt{1 - \frac{1}{r_0^2}}$.

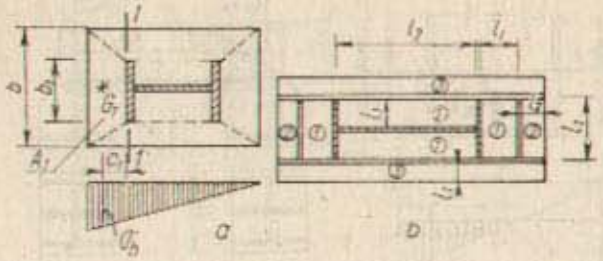


Fig. 15.28. Solicitările plăcilor de bază.

În cazul plăcilor de bază separate (fig. 15.24, *g*) ca și al secțiunilor dublu T cu tălpile depărtate (fig. 15.24, *f*), se poate admite că presiunile sub talpa comprimată sînt uniform repartizate (fig. 15.27, *d*) și în acest caz se obține :

$$\sigma = \frac{N_1}{l_1 \cdot b_1}; \quad N_1 = \frac{M}{h} + \frac{N \cdot a_1}{h}; \quad Z = \frac{M - N \cdot a_2}{h}. \tag{15.30}$$

Plăcile de bază fără nervuri de rigidizare se pot calcula simplificat împărțind porțiunile din consolă în trapeze limitate de conturul stîlpului (fig. 15.28, *a*). Într-o secțiune *1 — 1* momentul este $M = A_1 \sigma_b \cdot c_1$ în care $A_1$ este suprafața trapezului, $\sigma_b$ — presiunea pe beton în dreptul centrului de greutate al suprafeței trapezului, iar $c_1$ — distanța de la centrul de greutate pînă la marginea stîlpului. Se consideră ca secțiune activă porțiunea de lățime $b$ a plăcii. Verificarea se face cu formula :

$$\sigma = \frac{M}{W} = \frac{6 \cdot A_1 \cdot \sigma_b \cdot c_1}{b \cdot t^2} \leqslant R. \tag{15.31}$$

Nervurile de rigidizare constituie reazeme pentru placa de bază ; se creează diferite tipuri de plăci cu diferite moduri de rezemare : plăci rezemate pe trei laturi *(tip 2)*, pe patru laturi *(tip 1)* și respectiv plăci în consolă *(tip 3)* (fig. 15.28, *b*).

La plăcile rezemate pe patru laturi (tip 1) calculul depinde de raportul laturilor ; dacă acest raport este mai mic decît 2 se poate considera repartiția momentelor pe două direcții ; valoarea momentului maxim este dată de relația :

$$M = \alpha \cdot \sigma_b \cdot l^2, \tag{15.32}$$

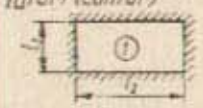
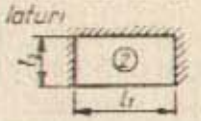
în care $\sigma_b$ este presiunea medie pe placă, $l = l_1$ reprezintă lungimea laturii mici, $\alpha$ — un coeficient care se găsește în tabelul 15.3.

Dacă $l_2/l_1 > 2$ placa de *tip 1* se poate considera rezemată pe laturile lungi. Plăcile de *tip 2* avînd raportul $l_2/l_1 > 0{,}5$ sînt solicitate de momente încovoietoare a căror valoare se poate determina cu relația (15.32) utilizînd valorile $\alpha$ din tabelul 15.3 unde $l = l_1$ reprezintă deschiderea laturii libere ; cînd $l_2/l_1 < 0{,}5$ se consideră în consolă. Pentru o placă de bază rezemată pe două laturi (fig. 15.29) se poate folosi relația (15.32) cu $l = l_1$ și raportul $l_2/l_1$ conform figurii 15.29 cu valori $\alpha$ din tabelul 15.3 de la plăci rezemate pe trei laturi. Grosimea $t$ a plăcii este dată de momentul maxim :

$$t = \sqrt{\frac{6 \cdot M}{R}}. \tag{15.33}$$



*Tabelul 15.3*

| | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Placă rezemată pe 4 laturi (contur)  | $l_2/l_1$ | 1,0 | 1,1 | 1,2 | 1,3 | 1,4 | 1,5 |
| | $\alpha$ | 0,048 | 0,055 | 0,063 | 0,069 | 0,075 | 0,081 |
| | $l_2/l_1$ | 1,6 | 1,7 | 1,8 | 1,9 | 2,0 | >2,0 |
| | $\alpha$ | 0,086 | 0,091 | 0,094 | 0,098 | 0,100 | 0,125 |
| Placa rezemata pe 3 laturi  | $l_2/l_1$ | 0,5 | 0,6 | 0,7 | 0,8 | 0,9 | 1,0 |
| | $\alpha$ | 0,060 | 0,074 | 0,088 | 0,097 | 0,107 | 0,112 |
| | $l_2/l_1$ | 1,2 | 1,4 | 1,6 | 1,8 | 2,0 | >2,0 |
| | $\alpha$ | 0,120 | 0,126 | 0,128 | 0,130 | 0,132 | 0,133 |

Dacă la plăcile rezemate pe 4 sau 3 laturi se ține seama de continuitatea pe reazeme, de rezerva plastică a secțiunilor, precum și de modul de cedare efectiv al plăcilor rezemate articulat sau încastrat pe trei și patru laturi (fig. 15.30), capacitatea portantă calculată rezultă mai mare, respectiv grosimea plăcii rezultă inferioară celei date de momentul încovoietor calculat cu relația (15.32). Trebuie avut în vedere însă că sînt de evitat deformații prea mari (eventual deformații plastice efective ale plăcii) deoarece presiunile pe fundație nu vor mai fi uniforme, fiind mai mari sub nervurile de rigidizare și mai mici între ele. Din cele enunțate mai sus, o majorare a rezistenței de calcul pentru plăci rezemate pe patru laturi pînă la 20%, iar pentru plăci care lucrează ca rezemate pe trei și două laturi cu pînă la 15% apare justificată (în relația 15.33).

Traversele sau plăcile laterale se consideră legate rigid de stîlp. Înălțimea traverselor este determinată de lungimea cordoanelor de sudură care leagă stîlpul de bază. Traversa se consideră ca o grindă cu două console acționată conform schemei de încărcare din figura 15.31 : momentele maxime $M_1$

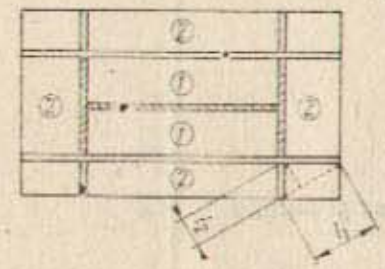


Fig. 15.29. Schemă de calcul pentru plăci rezemate pe două laturi.

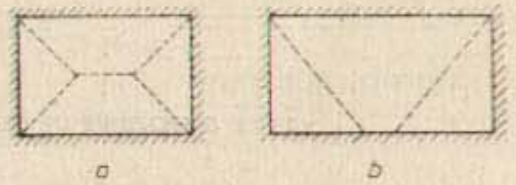


Fig. 15.30. Schema de cedare la plăci rezemate pe patru *(a)* respectiv trei *(b)* laturi.

Fig. 15.31. Solicitarea traverselor.

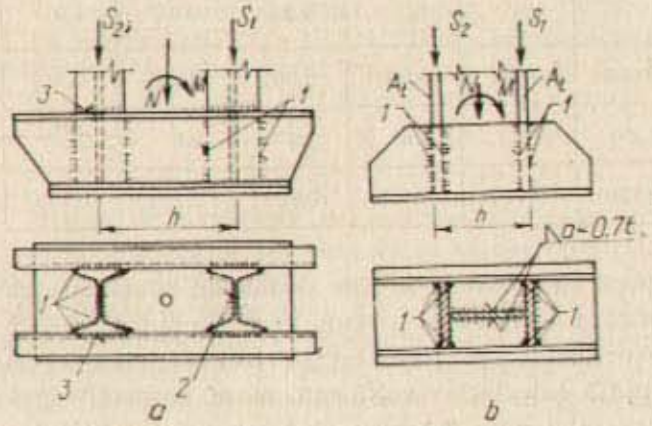


Fig. 15.32. Prinderea stilpului de bază.

se produc în dreptul legăturii cu stîlpul. În secțiunea de calcul a traversei (secțiunea *1 — 1*) se poate considera și placa de bază dacă sudurile care le solidarizează reciproc sînt dimensionate astfel, ca în afară de presiunile care apar între traverse și placa de bază să preia și forțele de alunecare dintre aceste elemente.

15.5.2.1. **Prinderea stîlpului de bază.** La prinderea directă de placa de bază, cordoanele de sudură se calculează conform prevederilor cuprinse în punctul 4.10. Prinderea de traverse se realizează cu cordoane în relief. Se prevăd de asemenea suduri care prind inima și tălpile profilului de placa de bază. Avînd în vedere diferența de rigiditate la încovoiere dintre traverse și placa de bază, se consideră că efortul preluat de o ramură a stîlpului se transmite integral numai prin cordoanele de pe traversă (cordoanele *1* și *3* din figura 15.32, *a* și *1* din figura 15.32, *b*). Eforturile care solicită și la care se calculează sudurile *1* și *3* sînt :

$$S_1 = \frac{N}{2} + \frac{M}{h}\,;$$

$$S_2 = \frac{N}{2} - \frac{M}{h} \qquad (15.34)$$

### 15.5.3. DISPOZITIVE DE REZEMARE FIXE ȘI MOBILE

Pentru *rezemarea articulată* a unor construcții speciale (de exemplu arce) se alcătuiesc dispozitive cu bulon (bolț) de articulație (fig. 15.33). Dacă bulonul este bine ajustat presiunea se poate considera după un sector $\alpha = 90°$



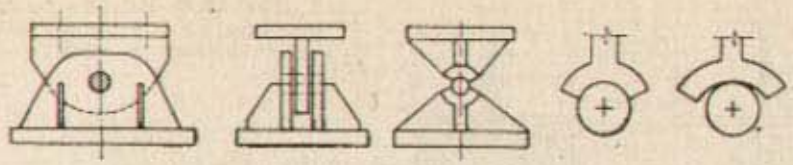


Fig. 15.33. Reazeme cu articulații.

v. fig. 15.11) și calculul se poate efectua cu relația (15.8) ; dacă ajustarea nu este realizată, se va considera rezemarea unei suprafețe curbe pe o altă suprafață curbă și verificarea se efectuează cu relația :

$$\sigma = 192\sqrt{\frac{N}{b}\,\frac{r_1 - r_2}{r_1 \cdot r_2}} \leqslant R_i \ [\mathrm{N/mm^2}], \qquad (15.35)$$

$R_i$ fiind rezistența de calcul la presiune locală conform tab. 7 STAS 10108/0-78, reprezentînd circa : $R_i \approx 3{,}4\ \sigma_c$.

*Reazemele mobile* se realizează de regulă cu rulouri care funcționează prin rostogolire. Rulourile, în număr de unu sau două, sînt așezate între două plăci. Pentru a limita cursa rulourilor, acestea sînt prevăzute la extremități cu cîte un șanț în care pătrunde un cioc al plăcilor de rezemare, de formă trapezoidală (fig. 15.34). În figura 15.34, *d* este arătată deplasarea elementului în raport cu reazemul în funcție de rotirea, respectiv deplasarea axului ruloului. La reazemele cu un rulou, diametrul acestuia poate ajunge la 300 mm și uneori chiar pînă la 400 mm. La reazemele cu două rulouri placa de deasupra are suprafața superioară curbă asigurînd astfel poziția reacțiunii și încărcarea uniformă a celor două rulouri ; diametrul acestora se ia între 120 și 200 mm.

În ultima perioadă s-au realizat și alte tipuri de rulouri (fig. 15.35) care au șanțul necesar limitării cursei în plăcile de rezemare și limitatorii de cursă din tablă groasă montați cu șuruburi pe cilindrul ruloului.

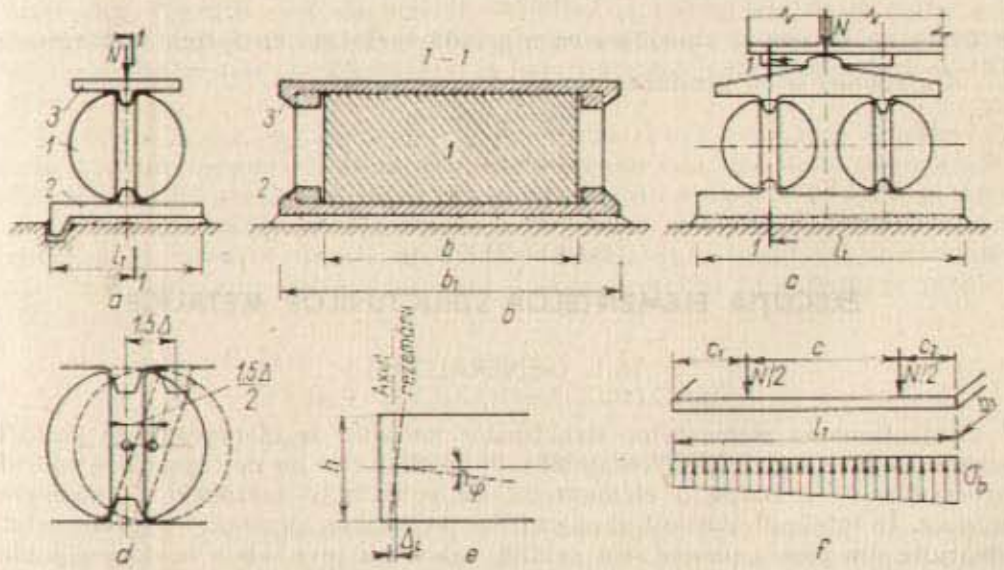


Fig. 15.34. Reazeme cu rulouri :
1 — rulou ; 2 și 3 — plăci de rezemare cu limitatori de cursă.

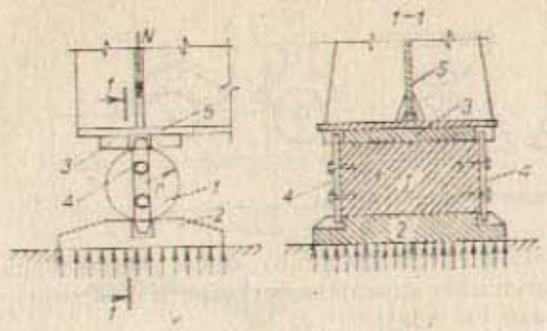


Fig. 15.35. Reazem cu rulou :
1 — rulou ; 2 și 3 — plăci de rezemare ; 4 — limitatori de cursă ; 5 — grindă.

Reazemele cu rulouri se dimensionează astfel ca să permită deplasarea maximă $\Delta$ rezultată din variațiile de temperatură $\Delta_t$ și din rotirea grinzii pe reazeme $\Delta_\varphi$ (fig. 15.34, *e*) :

$$\Delta = \Delta_t + \Delta_\varphi ; \Delta_\varphi = \frac{h}{2} \operatorname{tg} \varphi ; \Delta_t = \alpha(t - t_0)l. \qquad (15.36)$$

în care $\varphi$ este unghiul de rotire pe reazem al tangentei la fibra medie deformată; $\alpha$ — coeficientul de dilatație liniară ($1{,}2 \cdot 10^{-5}$ pentru oțel); $t_0$ — temperatura la care are loc montajul ; $t$ — temperatura maximă sau minimă la care poate ajunge construcția.

De regulă ruloul se așază astfel încît să permită variația de lungime atît la eventualele creșteri, cît și la scăderi de temperatură. Pentru a acoperi unele erori de montaj sau alte influențe secundare, mișcarea aparatelor de reazem se limitează la o deplasare egală cu 1,5 $\Delta$ atît într-un sens, cît și într-altul.

Verificarea la presiune locală se efectuează cu relația (15.37) în care $b$ și $r$ sînt dimensiunile ruloului, iar $n$ numărul de rulouri :

$$\sigma = 192 \sqrt{\frac{N}{n \cdot b \cdot r}} \leqslant R_i \ [\mathrm{N/mm^2}]. \qquad (15.37)$$

Placa de reazem se consideră ca o grindă încărcată cu forțele concentrate $\frac{N}{2}$ din rulouri și cu presiunea pe beton $\sigma_b = \frac{N}{l_1 \cdot b_1}$.

## CAPITOLUL 16

# EXECUȚIA ELEMENTELOR STRUCTURILOR METALICE

## 16.1. GENERALITĂȚI

Confecționarea elementelor structurilor metalice se efectuează în unități producătoare specializate. Ansamblul de operații care se desfășoară în cadrul procesului de execuție a elementelor de construcții metalice se numește *uzinare*. În înțelesul obișnuit al operațiilor de uzinare, elementele metalice sînt alcătuite din piese ; piesele sînt profile, table sau țevi tăiate la dimensiunile necesare și eventual prelucrate pentru a fi asamblate în elemente de construcție.



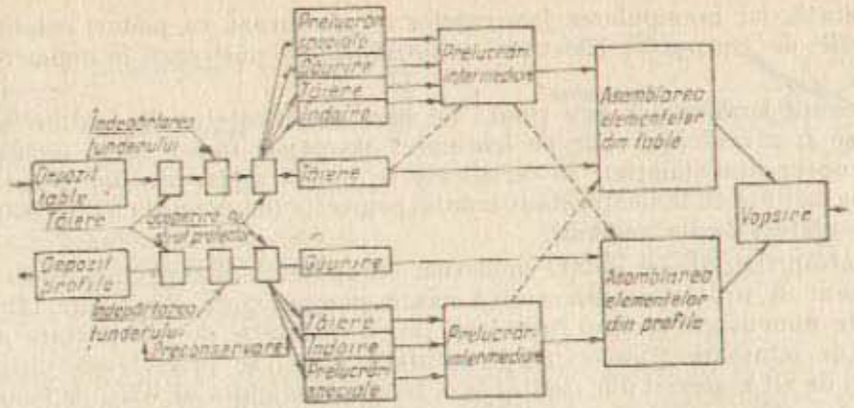



Fig. 16.1. Schema tehnologică a procesului de uzinare într-o întreprindere de construcții metalice.

În figura 16.1 este arătată schema tehnologică a procesului de uzinare într-o întreprindere de construcții metalice.

Elementele metalice se execută pe baza unei *documentații tehnice* care se elaborează de către proiectant și care cuprinde : desene de ansamblu pentru montaj ; desene de execuție pentru elementele de construcție ; extrase de materiale ; devizul privind costul uzinării construcției.

În afară de acestea, întreprinderea producătoare elaborează o documentație pentru tehnologia de uzinare.

Executarea elementelor metalice se face în conformitate cu prevederile unor acte normative sau standarde, care precizează condițiile de calitate și toleranțele de execuție pentru diferite lucrări sau părți de lucrări. Severitatea condițiilor de calitate variază în funcție de tipul, destinația și importanța construcției, precum și de o serie de condiții speciale de exploatare.

În afară de prevederile cu caracter general valabil al standardelor sau normativelor, condiții speciale privind calitatea și toleranțele de execuție pot fi precizate și în proiect prin condiții tehnice sau caiete de sarcini ; aceste condiții speciale trebuie stabilite numai în baza unor motivări tehnice bine justificate.

De la caz la caz, în funcție de importanța pe care o au asupra construcției, se pot admite abateri dimensionale mai mari sau mai mici decît cele stabilite de prescripțiile general valabile. De asemenea prin proiect se pot cere și unele probe sau încercări speciale asupra materialelor sau asupra elementelor de construcție ; această măsură se aplică de regulă unor tipuri noi de elemente sau materiale, sau unor elemente cu rezolvări deosebite în vederea omologării lor în serie.

## 16.2. LUCRĂRI PREGĂTITOARE

### 16.2.1. DEPOZITARE. PRECONSERVARE

Materialul sosit în întreprinderea producătoare este păstrat în depozite în aer liber ; așezarea laminatelor în compartimente se face după calități și sortiment. *Depozitarea* se face astfel încît, accesul, identificarea și scoaterea materialului să se efectueze cu ușurință. Depozitele au de regulă o linie de

cale ferată, iar manipularea laminatelor se efectuează cu poduri rulante sau macarale de tip portal. Electrozii și șuruburile se păstrează în depozite acoperite.

Evidența laminatelor este ținută pe baza certificatelor de calitate care le însoțesc și a marcajelor de pe laminate. Marcajele indică șarja (conținutul unui cuptor din oțelărie). În certificate se indică șarja, precum și marca și clasa de calitate cu indicația standardului respectiv (de exemplu STAS 500/2-80 pentru oțeluri de uz general).

În întreprinderile cu dotare modernă, laminatele din oțel sînt supuse unui tratament de protecție anticorosivă numit *preconservare*. Piesa este tăiată la anumite dimensiuni și apoi introdusă într-o instalație de îndepărtare a pojghiței de laminare (tunder); pe suprafața piesei se proiectează nisip sau grăunți de alt material dur (fontă) care înlătură pojghița de oxizi de laminare. După această operație, pe suprafața metalică curățată se aplică o peliculă protectoare pe bază de rășini sintetice; această peliculă prezintă avantajul că nu afectează calitatea sudurilor executate pe oțelul astfel tratat.

### 16.2.2. OPERAȚII PREGĂTITOARE. PRELUCRAREA PIESELOR

Din depozit, laminatele sînt trimise în secțiile de prelucrare. În acest scop ele sînt tăiate la dimensiunile necesare, apoi curbate sau îndreptate în mod corespunzător. Tăierea laminatelor se poate face cu flacăra sau printr-un procedeu mecanic.

*Tăierea cu flacăra* (fig. 16.2, *a*) se efectuează cu ajutorul flăcării oxigaz (de regulă oxigen și acetilenă); se folosesc instalații simple manuale sau instalații automate sau semiautomate cu unul sau mai multe arzătoare. Pentru cazuri speciale se poate folosi și tăierea cu plasmă. Tăierea manuală cu flacăra conduce la margini neregulate; prin tăiere automată se obțin margini suficient de netede. De regulă, tăierea automată se realizează utilizînd mai multe arzătoare. Pentru a nu avea deformații și a beneficia de tensiunile remanente repartizate favorabil (v. fig. 4.31, *d*) fișiile de margine se taie pe ambele laturi (fig. 16.2, *a*). În zona tăiată cu flacăra, automat, structura metalului nu este modificată defavorabil în aceeași măsură ca la tăierea manuală și de obicei nu necesită îndepărtarea prin prelucrări mecanice.

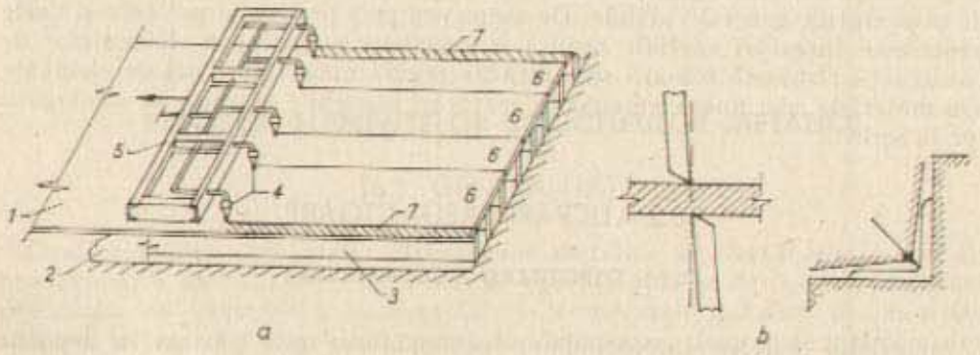



Fig. 16.2. Tăierea cu flacăra *(a)* și cu foarfecele *(b)*:
*1* — tablă; *2* — platforma de tăiere; *3* — distanțiere; *4* — arzătoare; *5* — dispozitiv cu deplasare automată (pe șine) pentru poziționarea și susținerea arzătoarelor; *6* — fișii de tablă tăiată; *7* — porțiuni de tablă care cad (deșeuri).



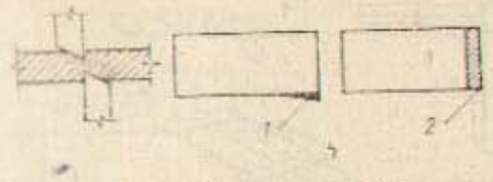



Fig. 16.3. Deteriorarea materialului la tăiere *(a)* și îndepărtarea zonelor deteriorate *(b)*:
*1* și *2* — zone deformate plastic.

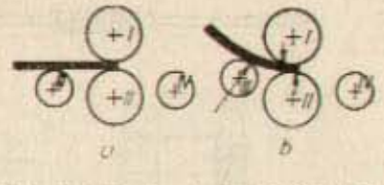



Fig. 16.4. Îndreptarea *(a)* și curbarea *(b)* pieselor: *I*...*IV* — rulouri.

*Tăierea mecanică* se efectuează cu ajutorul *foarfecelor*, în special în cazul barelor rotunde sau dreptunghiulare, cornierelor și platbandelor pînă la 25 mm grosime (fig. 16.2, *b*). Instalația de tăiere constă în esență din două cuțite.

În cazul pieselor din tablă groasă de lățimi mari se folosește *foarfecele ghilotină*, la care lama superioară, mobilă, se deplasează prin translatare, fiind ghidată de niște glisiere. La tăierea cu foarfecele, se obțin margini mai netede, dar zonele aferente tăieturii sînt deformate plastic (fig. 16.3), ceea ce impune în unele cazuri îndepărtarea bavurii sau chiar a metalului din zona deformată plastic.

Tăierea mecanică cu *ferăstrăul* se face cu ferăstraie cu pînză sau cu disc; acestea sînt prevăzute la margini cu dinți, îndepărtînd metalul prin așchiere. Uneori se folosesc ferăstraie cu discuri fără dinți sau cu dinții foarte mărunți, caz în care, din cauza frecării care apare între disc și piesa care urmează a fi tăiată (discul se rotește cu o viteză foarte mare) aceasta din urmă se topește; metalul topit este antrenat și îndepărtat de disc.

*Îndreptarea și curbarea pieselor* se efectuează pe instalații cu rulouri (fig. 16.4).

Cu unul din procedeele descrise anterior — conform proiectului de execuție — laminatele sînt tăiate la dimensiuni corespunzătoare. În desenele de execuție și extrasele de materiale laminate, aceste piese sînt marcate cu o *poziție* reprezentată prin litera P, urmată de un număr de ordine, de tipul laminatului și de lungimea acestuia în milimetri.

De exemplu, o bară executată dintr-un profil U sau o cornieră se notează: P16—U20—3680, respectiv P6—L60 × 60 × 6—2765.

În vederea tăierii pieselor este necesară o operație premergătoare denumită *trasare*. Trasarea, reprezintă marcarea unor linii care delimitează diferitele piese, constituind totodată și traseul liniilor de tăiere. Deoarece tăieturile (mai ales cele cu flacăra) au o anumită lățime (4...10 mm) este necesar ca la trasare să se țină seama de această pierdere de material. Pe elementele care se taie pot fi marcate și alte detalii caracteristice cum ar fi: centrul unor găuri, poziția unor piese care se sudează de piesă etc.

Trasarea se efectuează direct sau cu ajutorul unor șabloane (cînd numărul pieselor asemenea este mare), transpunînd cotele și liniile de pe desene, pe elementul respectiv. Pentru trasare se folosesc rigle, echere metalice și ace de trasare, cu ajutorul cărora se imprimă pe suprafața piesei liniile corespunzătoare desenelor. Pentru a marca liniile trasate evitîndu-se ștergerea lor, acoperirea cu oxizi sau praf, pe traseul acestora se marchează puncte imprimate cu ajutorul unui cherner lovit cu un ciocan (fig. 16.5). Marcarea cu chernerul (punctare) este obligatorie la intersecția diferitelor linii. Tot cu ajutorul chernerelor se marchează și centrele găurilor.

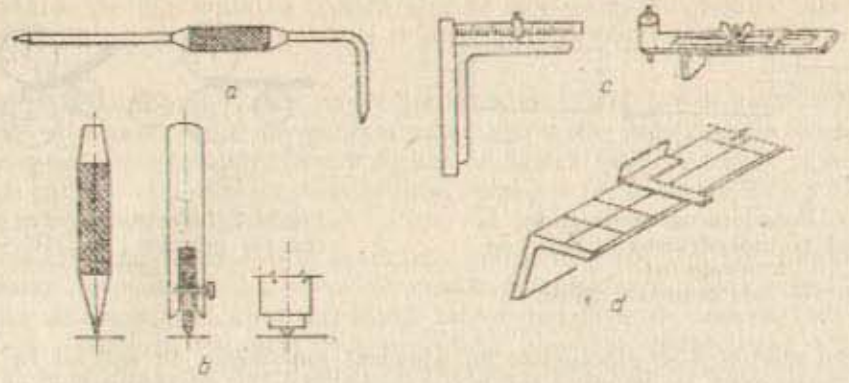



Fig. 16.5. Dispozitive pentru trasare :
*a* — ac de trasare ; *b* — chernere ; *c* — dispozitive pentru trasarea liniilor paralele cu muchia ; *d* — trasarea liniilor pe corniere.

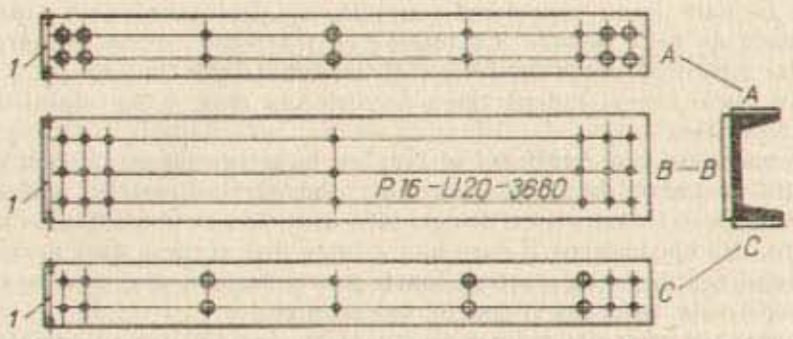



Fig. 16.6. Şabloane (*A*, *B* şi *C*) pentru un profil U 20 :
1 — axă de referinţă (de capăt).

În cazul cînd există mai multe piese identice, trasarea se poate face cu ajutorul unor şabloane din carton, lemn sau metal ; după şabloane se pot trasa diferite elemente plate cu găurile respective (fig. 16.6) sau se pot folosi panglici de oţel pe care se marchează lungimile unor profile care urmează a fi tăiate, stabilindu-se totodată şi poziţia eventualelor găuri.

În întreprinderile moderne trasarea, tăierea şi imprimarea poziţiilor diferitelor detalii cu ajutorul chernerului au loc într-o instalaţie condusă de un calculator cu cartele perforate, elaborate în birou pe baza desenelor de execuţie. Un sistem modern de tăiere este cel prin copiere, bazat pe deplasarea arzătorului condus de o instalaţie cu celule fotoelectrice; arzătorul parcurge conturul piesei de pe desen. Se pot obţine tăieri cu contururi foarte variate.

## 16.3. OPERAŢII DE PRELUCRARE

*Prelucrarea marginilor şi a suprafeţelor* se efectuează în diferite scopuri şi anume pentru : obţinerea unei suprafeţe netede în vederea asigurării contactului între piese ; îndepărtarea neregularităţilor sau a zonelor influenţate termic rezultate din tăierea cu flacără ; pregătirea şanţurilor necesare depunerii cordoanelor de sudură în adîncime (şanfrenare).



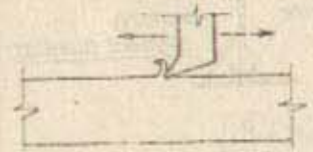


Fig. 16.7. Prelucrare prin rabotare.

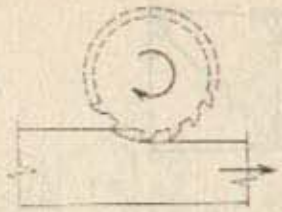


Fig. 16.8. Prelucrare prin frezare.

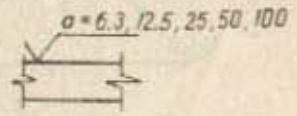



Fig. 16.9. Notarea prelucrării suprafeţelor.

Aceste prelucrări se efectuează cu ajutorul unor maşini-unelte de prelucrat plan. În această categorie se includ : rabotezele, frezele şi instalaţiile de polizare.

*Rabotezele* sînt maşini prevăzute cu un cuţit (fig. 16.7) care se deplasează liniar, înainte şi înapoi. La trecerea înainte, cuţitul desprinde o aşchie (span) de pe suprafaţa piesei. În final se obţine o suprafaţă cu un grad de fineţe a asperităţilor în funcţie de cuţit, adîncimea de tăiere (aşchiere) şi viteza de lucru.

*Frezele* sînt maşini prevăzute cu discuri pe care se găsesc dinţi care aşchiază din piesă, creînd o suprafaţă netedă cu un grad de asperitate mai mic sau mai mare (fig. 16.8).

*Instalaţiile de polizare* cu un disc dintr-un material abraziv sînt folosite de regulă pentru netezirea unor suprafeţe cu un anumit grad de rugozitate, rezultat din prelucrarea la frezăsau raboteză. Pot fi folosite şi pentru îndepărtarea unor asperităţi sau proeminenţe mai mari, dar de dimensiuni reduse în plan, cum sînt de exemplu bombamentele cordoanelor de sudură. Instalaţiile de polizare pot fi fixe sau portative.

Fineţea suprafeţelor prelucrate se notează conform STAS 612-75 (fig. 16.9). Cifra reprezintă mărimea maximă a asperităţilor în microni. Pentru construcţii metalice se folosesc prelucrări cu 25 ; 50 sau 100.

*Găurirea pieselor* se realizează prin ştanţare sau sfredelire. Ştanţarea realizînd găurirea printr-un dorn metalic produce deteriorări importante ale materialului în zona învecinată ; în cazul structurilor de rezistenţă ştanţarea nu este admisă, decît dacă se efectuează la un diametru cu 4...6 mm mai mic, iar diametrul final se obţine printr-o operaţie de alezare (sfredelire cu un burghiu cu dinţi fini denumit alezor). De regulă găurirea se efectuează cu burghie montate în instalaţii fixe sau mobile. Pentru practicarea mai multor găuri pe piese se folosesc instalaţii cu mai multe burghie. Găurirea se poate face individual sau pe piese identice în pachete.

## 16.4. OPERAŢII DE ASAMBLARE

Piesele tăiate, găurite şi prelucrate mecanic sînt duse în continuare la secţia de asamblare ; în prezent asamblarea se realizează aproape exclusiv prin sudare. Piesele componente ale unui element sînt aşezate în poziţia corespunzătoare

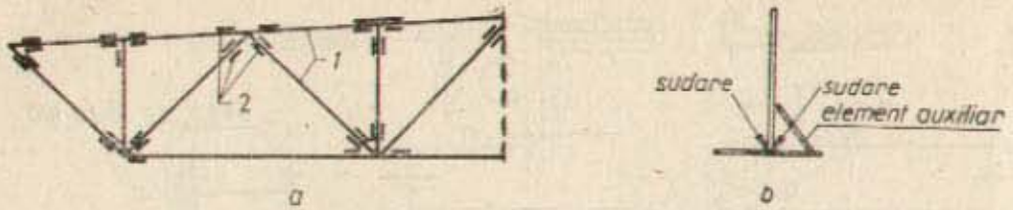



Fig. 16.10. Elemente de ghidare la asamblarea unei grinzi cu zăbrele :
*1* — barele fermei ; *2* — elemente de ghidare.

celei din proiect, după care sînt fixate provizoriu prin puncte de sudură denumite și *hafturi*. Menținerea pieselor în poziția din proiect se face prin fixare cu dispozitive mecanice (cleşti, cleme, şuruburi etc.). După asamblarea elementului se definitivează cordoanele de sudură prin sudare automată (la cordoane lungi) sau manuală (la cordoane scurte). Hafturile de sudură pot să nu fie îndepărtate înainte de sudarea finală, caz în care la sudarea definitivă ele trebuie să se topească complet.

Pentru așezarea corectă a pieselor care se asamblează este necesar să se dispună de o suprafață de rezemare plană. În acest scop în hala de asamblare se găsesc stelaje la distanțe relativ mici unul față de altul, avînd fețele superioare la același nivel (nivelul de lucru).

Pentru a elimina deformațiile finale neadmisibile ale unor elemente sudate, părți ale acestora (de exemplu tălpile superioare ale grinzilor de rulare pe care se așază șina) pot fi în prealabil supuse unor deformări de sens contrar care după deformarea produsă de sudare să conducă în final la suprafețe relativ plane. Eliminarea deformațiilor la aceste grinzi se poate face și prin îndreptarea plastică prin presare la cald sau la rece. Se folosește de asemenea îndreptarea prin încălzire cu flacără (v. § 4.9.4).

În cazul unor grinzi cu zăbrele, direcția tălpilor și a zăbrelelor este dată de elemente de ghidare prinse de barele stelajului (fig. 16.10, *a*). Piesele se prind între ele provizoriu cu elemente auxiliare fixate cu puncte de sudură (fig. 16.10, *b*).

Pentru realizarea în condiții normale a tuturor cordoanelor de sudură, este necesar ca piesa să fie așezată în mod corespunzător, față de dispozitivul de realizare a arcului electric, ceea ce impune necesitatea întoarcerii grinzii în timpul execuției. În cazul pieselor de dimensiuni mari se realizează un dispozitiv cu balansoar rotativ (fig. 16.11).

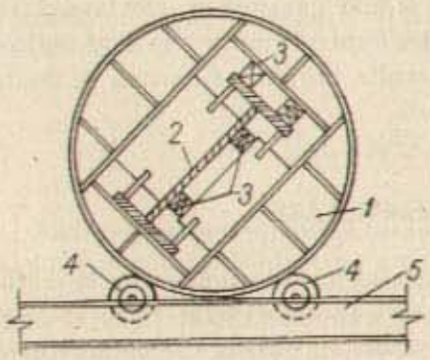



Fig. 16.11. Dispozitiv de asamblare cu balansoar rotativ :
*1* — dispozitiv circular ; *2* — grindă ; *3* — pene de fixare ; *4* — role ; *5* — suport role.



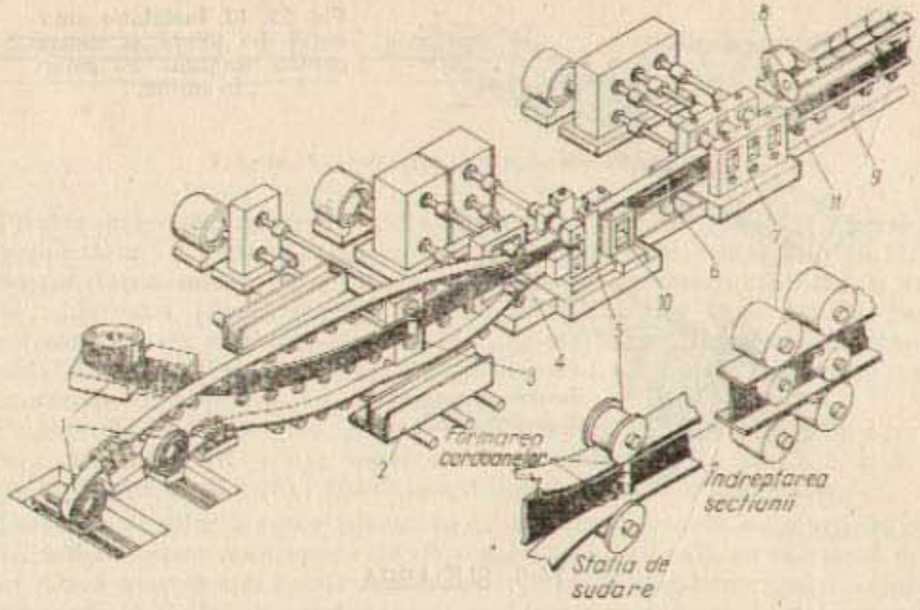



Fig. 16.12. Instalație automată de formare, asamblare și sudare a secțiunilor dublu T :
*1* — role cu platbande ; *2* — ghidaje-tălpi ; *3* — ghidaje-inimă ; *4* — role pentru deformarea tălpilor ; *5* — instalație de sudare (una pe fiecare parte) ; *6* — răcirea secțiunii ; *7* — îndreptarea grinzii ; *8* — instalație de tăiere la lungime ; *9* — dispozitiv de îndepărtare (transport) ; *10* — instalație de preîncărcare a sudurilor de legătură dintre inimă și tălpi ; *11* — dispozitiv de fixare în timpul tăierii.

Elementele mari se realizează sub formă de subansambluri în limitele de greutate și gabarit impuse de mijloacele de transport (auto sau c.f.). Pentru a asigura concordanța la montaj și realizarea geometriei structurale, se prevăd în atelier *preasamblări ale elementelor*. În cazul cînd îmbinările de montaj între subansambluri se sudează, elementele de preasamblare se realizează din eclise prinse cu şuruburi obișnuite, eclise care constituie în acest caz însăși elemente de îmbinare la montaj, urmînd ca ele să fie sudate. Dacă sudurile de montaj sînt de adîncime, eclisele vor avea numai rol de preasamblare și fixare în poziție pînă cînd se execută îmbinarea sudată, urmînd ca ulterior să fie îndepărtate. La îmbinările cu şuruburi de înaltă rezistență, preasamblarea se realizează prin eclise fixate provizoriu cu şuruburi obișnuite. Pentru a asigura coaxialitatea găurilor, se dau inițial găuri cu 3...4 mm mai mici care se alezează după premontare la diametrul definitiv.

Întreprinderile de construcții metalice cu dotare modernă dispun de instalații speciale pentru asamblarea și sudarea elementelor, în special a elementelor cu secțiune plină dublu T. Părțile componente ale elementului sînt aduse și menținute unele lîngă altele în timp ce se execută, concomitent, cordoanele de sudură, prin rezistență sau prin topire în mediu de $CO_2$ (fig. 16.12). Executarea automată a elementelor metalice se extinde în unele cazuri și la grinzi cu zăbrele din profile formate la rece, la care în aceeași instalație se realizează formarea profilului din bandă, îndoirea zăbrelelor și sudarea de tălpi.

Elementele cu goluri în inimă se execută prin tăierea automată în zigzag a inimii și resudarea automată a acesteia (fig. 16.13).

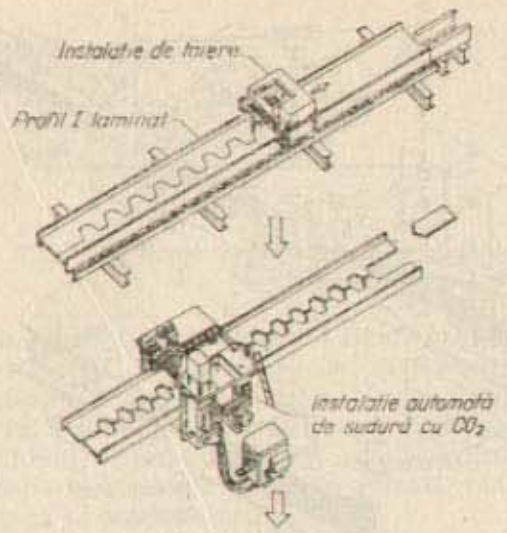



Fig. 16. 13. Instalație automată de tăiere și sudare pentru secțiuni cu goluri în inimă.

## 16.5. SUDAREA

### 16.5.1. TEHNOLOGIE. DEFECTELE ÎMBINĂRILOR SUDATE

Sudarea se execută pe baza unui proces tehnologic stabilit de uzină în care se definesc materialele și utilajele de sudare, ordinea și sensul de sudare, numărul straturilor depuse etc. Se urmărește ca deformațiile și tensiunile remanente din sudare să fie reduse la minimum.

Sudarea pieselor trebuie făcută la temperaturi care să nu coboare de regulă sub 0°C ; se admite sudarea și la temperaturi mai coborîte (—10°C), dar aplicînd muchiilor care se sudează o preîncălzire corespunzătoare (tab. 16.1).

*Tabelul 16.1*

| Calitatea oțelurilor | | Grosime, mm | Temperatura de preîncălzire °C |
|---|---|---|---|
| Oțeluri carbon cu procent de carbon | $C \leq 0{,}22\%$ | $>20$ | 100...200 |
| | $C > 0{,}22\%$ | $\leq 20$ | 100...200 |
| | | $>20$ | 250...350 |
| Oțel aliat de construcție sudabil | | — | 250...400 |

Preîncălzirea se aplică și la sudarea la temperaturi pozitive a unor oțeluri slab aliate pentru piese cu grosimi mari sau piese cu carbonul echivalent ridicat, temperatura de preîncălzire variind între 100 și 250°C ; răcirea trebuie să se facă încet ; măsuri similare se iau și la tăierea cu flacără.

Folosirea unor materiale și a unor tehnologii de sudare necorespunzătoare, precum și calificarea insuficientă a sudorilor pot determina defecte ale cordoanelor de sudură. Defectele pot fi *aparente* sau *ascunse* și pot apare atît la suduri în adîncime, cît și la suduri în relief.



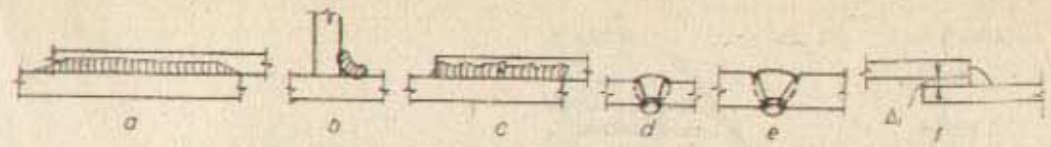



Fig. 16.14. Defectele aparente ale sudurilor.

Printre defectele aparente ale sudurilor se citează : aspect general necorespunzător — cratere (fig. 16.14, *a*), scurgeri de metal (fig 16.14, *b*), neregularitatea solzilor (fig. 16.14, *c*), lățimea necorespunzătoare a cusăturii ; îngroșări (bombament) necorespunzătoare ale sudurilor la partea superioară sau la rădăcină (fig. 16.14, *d*) ; crestături marginale din topirea metalului de bază (fig. 16.14, *e*) ; interspații mari între piesele suprapuse sudate cu cordoane de colț (fig. 16.14, *f*).

Printre defectele ascunse ale sudurilor se enumeră : incluziuni de zgură și oxizi ; sufluri (fig. 16.15, *a*) ; nepătrundere la rădăcină (fig. 16.15, *b, c, d, e*) ; lipsa de topire (legătură) ; fisuri longitudinale ; fisuri transversale.

Defectele de diferite tipuri afectează capacitatea portantă a sudurii. În cazul solicitărilor statice reducerea este de regulă proporțională cu mărimea defectelor. Dacă acestea sînt relativ mici atunci datorită bombamentului, respectiv pătrunderii la rădăcină a sudurilor de colț, precum și a rezistenței superioare a metalului depus, capacitatea portantă a sudurii cu defect nu coboară sub nivelul capacității portante a metalului de bază.

Defectele pot fi însă periculoase în condițiile amorsării unor ruperi cu caracter fragil, chiar atunci cînd au dimensiuni mici.

Mai importante sînt reducerile rezistențelor la oboseală la care defecte relativ reduse au influență deosebit de mare.

Este necesar să se cunoască nivelul acestor rezistențe pentru a putea decide dacă sudura cu defecte asigură condițiile cerute de exploatare și dacă defectele respective pot fi admise în condițiile date de solicitare a îmbinării sudate. În felul acesta se poate decide dacă o anumită sudură căreia i se cunosc defectele prin control cu radiații poate fi admisă sau dacă este necesar să fie refăcută. Diagnosticarea este o problemă foarte delicată, dar poate permite să se limiteze intervențiile de remediere la un număr rezonabil. În cele ce urmează se analizează efectul principalelor defecte.

*Craterele* apar la începutul și sfîrșitul cordoanelor ; sînt o cauză a concentrărilor de eforturi, nefiind admise la piese supuse la solicitări repetate. Se repară prin curățare mecanică, resudare și polizare.

*Scurgerile* de metal topit provin din topirea excesivă a metalului depus, fără a se asigura topirea corespunzătoare a metalului de bază ; ele nu prezintă suficientă rezistență, nerealizînd o legătură corespunzătoare a pieselor.

*Crestăturile* marginale reduc rezistența la oboseală a piesei ; dacă sînt prea adînci nu pot fi admise nici la solicitări statice.

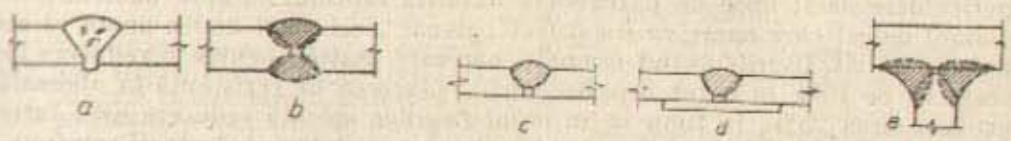



Fig. 16.15. Defecte ascunse la suduri.

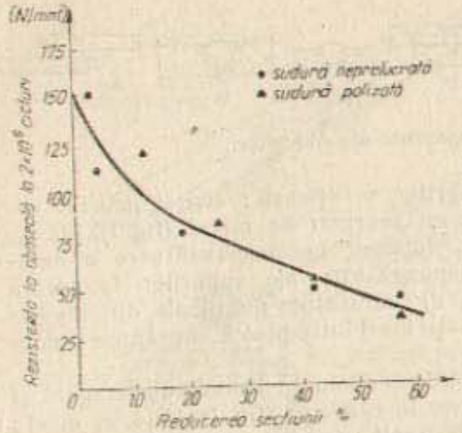



Fig. 16.16. Reprezentarea rezultatelor referitoare la efectul lipsei de pătrundere, asupra rezistenței la oboseală pentru suduri transversale în adîncime la oțelul carbon (moale).

*Pătrunderea incompletă* se referă de regulă la rădăcina sudurii (fig. 16.15, *b, c, d, e*). Ea poate fi interioară sau exterioară. Cea mai periculoasă este cea exterioară datorită nesimetriei și excentricităților care se creează în scurgerea eforturilor și concentrărilor respective de tensiuni. Pentru a evita acest defect acolo unde resudarea rădăcinii nu este posibilă se procedează la sudarea pe plăcuță suport, dar această rezolvare în condițiile de solicitare repetată conduce la reducerea rezistenței la oboseală, introducînd concentratori de tensiuni. În consecință resudarea rădăcinii cu polizarea ei va trebui aplicată ori unde este posibil, evitîndu-se sub orice formă nepătrunderile la suprafață.

În ceea ce privește defectul de nepătrundere interioară (fig. 16.15, *b*) scăderea rezistenței la oboseală este în funcție și de mărimea defectului. Încercări efectuate pe epruvete sudate cap la cap și cu defecte simulate [56] au arătat corelația între reducerea de secțiune datorită defectului și reducerea rezistenței la oboseală într-un regim de solicitare pulsant (fig. 16.16). Este de observat că lipsa de pătrundere este greu de evaluat ca dimensiune cînd este perpendiculară pe suprafața piesei și paralelă cu direcția radiației.

Extinderea rezultatelor din figura 16.16 obținute pe epruvete trebuie făcută cu oarecare prudență asupra elementelor structurale de dimensiuni mari. În consecință, lipsa de pătrundere trebuie considerată ca un defect serios. Se pot accepta defecte de acest tip al căror efect de reducere a rezistenței la oboseală să nu depășească pe cel al bombamentului. Pe de altă parte trebuie acordată atenție faptului că îndepărtarea bombamentului prin prelucrare mecanică mărește ponderea defectului față de secțiunea cordonului de sudură și ca atare ameliorarea rezultată prin prelucrare est anihilată de scăderea rezistenței datorită reducerii efective de secțiune.

Dacă defectul de nepătrundere este în lungul solicitării, efectul acestuia este redus, cu excepția unor solicitări de forfecare.

*Fisurile* din materialul de bază sau din metalul depus apar ca defecte mai periculoase decît lipsa de pătrundere datorită faptului că spre deosebire de primul defect care apare ca un defect „planar", cel de-al doilea apare ca un defect spațial, fisurile avînd orientări oarecare. Astfel, pentru o reducere de secțiune de 10% în cazul nepătrunderii, reducerea de rezistență la oboseală este de circa 25%, în timp ce în cazul fisurilor această reducere este între 55% și 65%. Ca atare este necesară folosirea unor oțeluri și electrozi corespunzători și aplicarea de tehnologii de sudare care să evite apariția fisurilor.



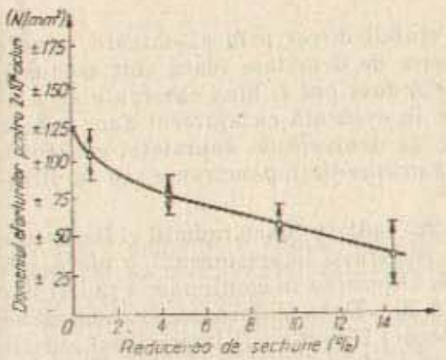



Fig. 16.17. Reprezentarea rezultatelor obținute de Masi și Erra pentru suduri în adîncime pe oțel carbon conținînd porozități supuse la un efort mediu de întindere de 136 N/mm².

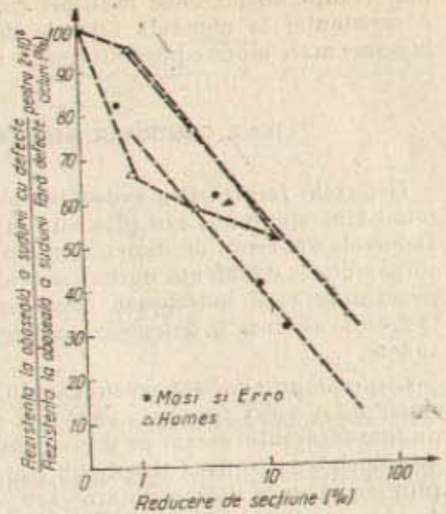



Fig. 16.18. Comparare între rezultatele obținute în Japonia și cele obținute de Homes, Masi și Erra pentru suduri în adîncime conținînd porozități la oțelul carbon.

*Lipsa de topire* conduce la defecte care privite din punctul de vedere al raportului dintre secțiunea netopită și aria totală a sudurii conduce la aceeași reducere procentuală a rezistenței la oboseală ca și lipsa de pătrundere.

*Porii din sudură* sînt de obicei de formă sferică și au diametre care pot varia de la ordinul zecimilor de mm și pînă la 4 — 5 mm [56]. Prin gruparea lor conduc la scăderea secțiunii cordonului de sudură și totodată la micșorarea rezistenței la oboseală (fig. 16.17 și fig. 16.18).

*Incluziunile de zgură* sînt defecte care apar foarte frecvent în practica executării cordoanelor de sudură în adîncime. În cazul incluziunilor apare semnificativă lungimea defectului (fig. 16.19). Numărul de incluziuni apare lipsit de

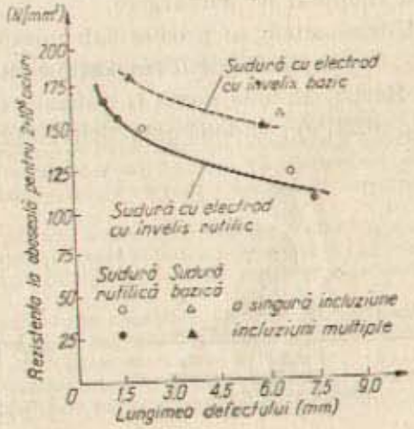



Fig. 16.19. Efectul lungimii defectelor asupra rezistenței la oboseală la $2.10^6$ cicluri pentru încărcare de întindere pulsatoare, la suduri în adîncime transversale cu incluziuni de zgură.

importanță, incluziunile multiple conducînd la o reducere puțin importantă a rezistenței la oboseală față de defectele izolate. În schimb defectele de lungime mare măresc posibilitatea ca să apară și fisuri care sînt periculoase [56].

### 16.5.2. CONTROLUL NEDISTRUCTIV AL ÎMBINĂRILOR SUDATE

Defectele îmbinărilor sudate se pot stabili direct prin examinare vizuală (cînd sînt aparente) sau prin alte mijloace de detectare (dacă sînt ascunse). Defectele aparente de dimensiuni foarte reduse pot fi bine observate cu ajutorul unor instrumente optice, sau puse în evidență cu ajutorul unor lichide penetrante care marchează contururile și denivelările suprafeței cusăturii. Defectele ascunse se detectează de regulă prin radiații penetrante sau cu ultrasunete.

*Controlul prin radiații penetrante* utilizează radiații X sau radiații $\gamma$. Radiațiile emise de o sursă trec prin cordonul de sudură și impresionează o placă sau un film fotografic așezat pe partea opusă. Difuzarea în continuare a radiațiilor este oprită de o placă de plumb (fig. 16.20). Dacă sudura nu este omogenă (din cauza unor defecte interne sau externe) filmul va fi impresionat diferit deoarece radiațiile în regiunile cu defecte sînt mai puțin absorbite ; deci în aceste regiuni filmul va fi mai expus și va apare mai negru. După developarea și copierea filmului regiunile cu defecte apar cu o culoare mai deschisă decît restul filmului.

Aprecierea defectelor poate fi făcută pe baza clișeului radiografic sau pe baza fotografiilor cusăturii. Odată cu cordonul se fotografiază și o piesă reper care permite aprecierea prin comparație a mărimii defectului. Controlul prin radiații se execută ușor pentru înnădirile cap la cap cu sudură în adîncime. Pentru suduri în relief sau în adîncime în îmbinări în I, și T controlul este dificil datorită variației grosimii materialului străbătut de radiații și dificultății plasării sursei de radiații și a filmului față de cusătură și de defectele urmărite ; acest fapt face practic imposibilă citirea și interpretarea radiografiei.

*Controlul ultrasonic* se bazează pe reflexia undelor ultrasonice. Pentru controlul îmbinărilor sudate se folosesc de regulă metode care se bazează pe măsurarea amplitudinii impulsurilor ultrasonice reflectate de diferite defecte și a timpului de parcurgere.

Ultrasunetele se produc sub formă de impulsuri a căror durată este de 5...10 microsecunde. Frecvența de repetiție este de ordinul zecilor și sutelor de Hertzi. Metoda poate fi utilizată cu un singur palpator emițător-receptor (fig. 16.21, *a*) ; cu două palpatoare, unul emițător și altul receptor (fig. 16.21, *b*);

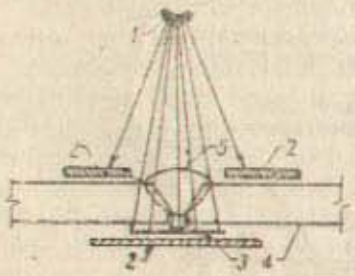
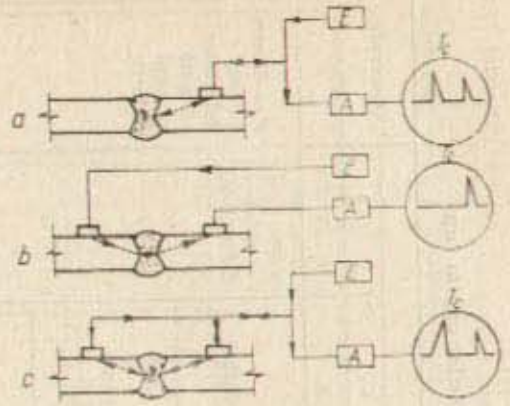



Fig. 16.20. Controlul cu radiații X sau $\gamma$ a îmbinărilor sudate :
1 — surse de raze X sau $\gamma$ ; 2 — placă de plumb ; 3 — film ; 4 — metalul de bază ; 5 — cordon sudat.



Fig. 16.21. Controlul ultrasonic al îmbinărilor sudate.




cu două palpatoare emițătoare-receptoare (fig. 16.21, *c*) legate în paralel (schema cea mai avantajoasă, deoarece permite punerea în evidență a defectelor orientate oricum).

Pentru controlul sudurilor, undele ultrasonice sînt în general trimise oblic în tabla sudată, folosindu-se palpatoare înclinate. Dacă piesa nu are nici un defect, undele ajung la suprafața capătului opus (fundul piesei) după un anumit interval de timp ; pentru o viteză anumită de propagare, timpul depinde numai de grosimea piesei. Pe suprafața de separație aer-piesă a capătului opus, ultrasunetele vor fi reflectate practic total, realizînd un ecou de fond și se vor întoarce la receptor. Dacă piesa are un defect, o parte din fasciculul incident va fi reflectat total sau parțial, dînd naștere unui ecou de defect, care va fi recepționat mai repede decît ecoul de fond. Un spot luminos pe un ecran marchează diferențiat impulsurile de emisie, ecoul de defect și ecoul de fond ; concomitent pot fi înregistrate pe oscilogramă o succesiune de impulsuri rectangulare reglabile ca durată, care stabilesc după o etalonare prealabilă poziția defectului. Prin deplasarea palpatoarelor pe piesă se stabilește poziția defectelor.

Controlul ultrasonic este folosit mai ales ca mijloc de triere a îmbinărilor cu eventuale defecte.

Pentru determinări mai precise se poate combina metoda de control cu radiații penetrante cu metoda de control ultrasonic, în special acolo unde cea din urmă nu dă suficiente indicații privind natura și mărimea defectului.

### 16.5.3. CLASELE DE CALITATE ALE ÎMBINĂRILOR SUDATE

Pentru *cordoanele de sudură cap la cap (în adîncime)* ale căror defecte pot fi determinate prin mijloace perfecționate, clasele de calitate se stabilesc pe baza defectelor existente și a influenței pe care o au aceste defecte asupra capacității portante a îmbinării sudate. Reglementarea este stabilită de prevederile Normativului privind calitatea îmbinărilor sudate din oțel ale construcțiilor civile, industriale și agricole (C.150-82).

Clasele de calitate ale sudurilor se stabilesc pe baza unor criterii care pot fi clasificate astfel :

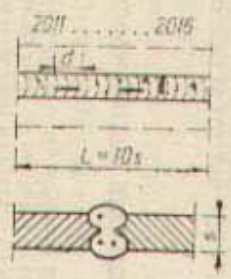
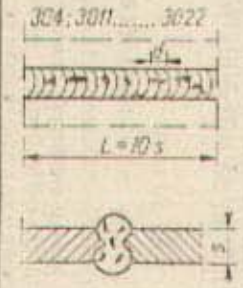
— pe de o parte sînt criteriile legate de metalul de bază și metalul de adaos folosit (clasa de calitate a oțelurilor, tipul electrozilor sîrmei și fluxului), de modul de pregătire a pieselor și de tehnologia de sudare;

— pe de altă parte sînt criteriile bazate pe valorile admisibile ale defectelor aparente, ale celor ascunse și respectiv pe caracteristicile mecanice ale îmbinărilor sudate. Pentru îmbinări cap la cap executate cu sudură în adîncime se stabilesc cinci clase de calitate.

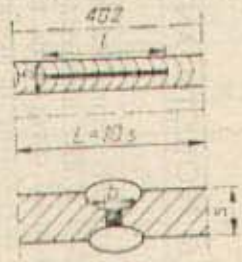
Primele clase cuprind oțelurile calmate și normalizate, oțelurile cu tenacitate ridicată care se sudează cu electrozi sau sîrme de calitate superioară pe baza unei tehnologii corespunzătoare.

*Tabelul 16.2*

**Controlul îmbinărilor sudate cu radiații penetrante. Defecte interioare ale îmbinărilor cap la cap**

| Nr. crt. | Defectul și simbolul conform STAS 8299-78 | Simbol și prescurtare conform STAS 7084/1-84 | Defecte admise pentru clasele: $C_1$ | $C_2$ | $C_3$ | $C_4$ | $C_5$ | Observații |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0 | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 |
| 1 | Sufluri diferite $A_a \ldots A_e$ |   | $\Sigma d \leq 0{,}15\ L$ | $\Sigma d \leq 0{,}25\ L$ | $\Sigma d \leq 0{,}35\ L$ | $\Sigma d \leq 0{,}45\ L$ | $\Sigma d \leq 0{,}5\ L$ | $d$ = dimensiunea defectelor paralelă cu axul sudurii |
| | | | $s > 10$ mm<br>$d_{max} \leq 3$ mm | $s > 10$ mm<br>$d_{max} \leq 4$ mm | $s > 10$ mm<br>$d_{max} \leq 5$ mm | $s > 10$ mm<br>$d_{max} \leq 6$ mm | | |
| | | | $s \leq 10$ mm<br>$d_{max} \leq 1{,}5$ mm | $s \leq 10$ mm<br>$d_{max} \leq 2$ mm | $s \leq 10$ mm<br>$d_{max} \leq 2{,}5$mm | $s \leq 10$ mm<br>$d_{max} \leq 3$ mm | | |
| 2 | Incluziuni solide diferite $B_a \ldots B_c$ |   | $\Sigma d \leq 0{,}10\ L$ | $\Sigma d \leq 0{,}15\ L$ | $\Sigma d \leq 0{,}25\ L$ | $\Sigma d \leq 0{,}35\ L$ | $\Sigma d \leq 0{,}40\ L$ | |
| | | | $s > 10$ mm<br>$d_{max} \leq 2$ mm | $s > 10$ mm<br>$d_{max} \leq 3$ mm | $s > 10$ mm<br>$d_{max} \leq 4$ mm | $s > 10$ mm<br>$d_{max} \leq 5$ mm | | |
| | | | $s \leq 10$ mm<br>$d_{max} \leq 1$ mm | $s \leq 10$ mm<br>$d_{max} \leq 1{,}5$ mm | $s \leq 10$ mm<br>$d_{max} \leq 2$ mm | $s \leq 10$ mm<br>$d_{max} \leq 2{,}5$ mm | | |

*Tabelul 16.2 (continuare)*

| 0 | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 3 | Lipsă de topire sau între straturi C | | Nu se admite | $\Sigma l \leq 0{,}05\ L$ | $\Sigma l \leq 0{,}10\ L$ | $\Sigma l = 0{,}15\ L$ | $\Sigma l = 0{,}25\ L$ | Pentru lipsă de topire între straturi, identificată fără dubiu, valorile admise pentru $b_{max}$ pot fi sporite cu 50% |
| | | | | $s > 10$ mm<br>$b_{max} \leq 2$ mm | $s > 10$ mm<br>$b_{max} \leq 3$ mm | $s > 10$ mm<br>$b_{max} \leq 4$ mm | $s > 10$ mm<br>$b_{max} \leq 4$ mm | |
| | | | | $s \leq 10$ mm<br>$b_{max} \leq 1$ mm | $s \leq 10$ mm<br>$b_{max} \leq 1{,}5$ mm | $s \leq 10$ mm<br>$b_{max} \leq 2$ mm | $s \leq 10$ mm<br>$b_{max} \leq 2$mm | |
| 4 | Nepătrundere la cusături bilaterale $D_e$ |   | $b \times \Sigma l \leq 0{,}05 \times s \times L$ | $b \times \Sigma l \leq 0{,}10 \times s \times L$ | $b \times \Sigma l \leq 0{,}15 \times s \times L$ | $b \times \Sigma l \leq 0{,}2 \times s \times L$ | $b \times \Sigma l \leq 0{,}3 \times s \times L$ | |
| 5 | Fisuri diferite $E_a \ldots E_e$ | 101 ... 106 | Nu se admit | Nu se admit | Nu se admit | Nu se admit | Se admit fisuri transversale [$E_b$] la dist. de min. 100 mm | |

Notă:

1. Lungimea considerată ($L = 10\ s$) reprezintă zona cu aglomerarea maximă de defecte.
2. Încadrarea în clase de calitate se face pe baza defectului care conduce la clasa inferioară, în cazul existenței a 2 tipuri de defecte diferite în lungimea examinată.
3. Pentru combinații de 3 tipuri de defecte diferite (sau mai multe) clasa rezultată se declasează cu o unitate.
4. Dimensiunea $s$ reprezintă grosimea piesei cele mai subțiri din îmbinare (notație conf. STAS 735-79).

Valorile admisibile ale abaterilor aparente (geometrice) și ale defectelor ascunse (detectate radiografic) pentru diferite clase de calitate se stabilesc în ordine descrescîndă : astfel clasa $C_1$ corespunde defectelor celor mai reduse, iar clasa $C_5$, defectelor maxime. Modul de încadrare a acestor defecte în diferite clase de calitate este exemplificat de tabelul 16.2 reprodus din Normativul C.150-82 privitor la defectele detectate radiografic. În mod analog se stabilește și încadrarea în clase a abaterilor geometrice.

În proiectare și execuție este necesară stabilirea pentru diferitele tipuri de elemente și îmbinări sudate a claselor de calitate respective. Impunerea unor cerințe de calitate prea ridicate poate duce la măsuri tehnico-organizatorice prea costisitoare ; în alte cazuri, reducerea exigenței poate periclita siguranța construcției. Stabilirea clasei de calitate — la proiectare — se face în funcție de : categoria de execuție a elementului, modul de solicitare a îmbinării (static sau repetat, care poate produce fenomenul de oboseală) ; natura eforturilor ce se dezvoltă în cusăturile sudate (întindere, compresiune, forfecare) și mărimea lor în raport cu rezistența de calcul ; temperatura la care lucrează îmbinarea în timpul exploatării construcției.

Sînt stabilite două categorii de execuție a elementului :

*Categoria A* cuprinde : a) elemente exploatate la temperaturi sub −20°C ; b) elemente care intră în alcătuirea grinzilor de rulare pentru poduri rulante din grupele III, IV și V și sînt puternic solicitate ; c) elemente care intră în alcătuirea structurilor supuse la solicitări vibratorii ce depășesc 0,5 milioane cicluri pe durata construcției sau 10 000 cicluri pe an ; d) structuri cu deschideri mari ; e) elemente a căror avariere poate produce pierderi de vieți omenești sau pagube importante pentru economia națională.

*Categoria B* cuprinde restul elementelor, respectiv stîlpi de hale, ferme cu deschideri pînă la 36 m, elemente de închidere, susțineri de utilaje care nu se încadrează într-un regim special etc.

Privitor la *natura eforturilor*, situația cea mai defavorabilă o prezintă solicitările de întindere sau de forfecare. În cazul solicitărilor repetate cazul cel mai defavorabil corespunde eforturilor alternante, cu efortul maxim de întindere. Clasele se diferențiază și prin mărimea eforturilor unitare $\sigma_{ef} < 0{,}7\,R^c$ ; $(\sigma_{ef} \leqslant 0{,}7\,\gamma R)$ respectiv $0{,}7\,R^c \leqslant \sigma_{ef} \leqslant R^c$ ; $(0{,}7\,\gamma\,R \leqslant \sigma_{ef} \leqslant \gamma R)$. *Temperaturile de exploatare* scăzute (sub 0°C) impun alegerea unor suduri corespunzătoare unor clase de calitate superioară ($\gamma R$ reprezintă rezistența de calcul la oboseală a sudurii conf. cap. 7).

Clasa de calitate a sudurilor se stabilește cu ajutorul tabelului 16.3.

În acest tabel în categoria solicitărilor dinamice intră solicitările repetate, care produc fenomene de oboseală. Indicațiile date în tabelul 16.3 pentru acest caz de solicitare sînt orientative, fiind necesară o verificare efectivă la oboseală care are în vedere nivelul de solicitare al îmbinării legat de tipul concentratorului și de caracteristica ciclului.

*Pentru îmbinările cu cordoane de colț și îmbinările în T sau L cu sudură în adîncime*, care în mod practic nu pot fi cercetate corespunzător cu radiații, calitatea se stabilește pe baza constatării defectelor de suprafață și a abaterilor geometrice. Ca exemplu, pentru defectul din figura 16.14, *f*, se admite pentru un cordon de grosimea $a$ : $\Delta_1 \leqslant 0{,}1\,a$ (1 mm) pentru clasa de calitate $C_1$ și $C_2$ ; $\Delta_3 = 0{,}2\,a$ (2 mm) pentru clasa de calitate $C_3$ și $C_4$ și $\Delta_5 = 0{,}3\,a$ (3 mm) pentru clasa $C_5$.

## 16.6. PROTECȚIA ANTICOROSIVĂ

Indiferent de stratul aplicat, suprafața metalului trebuie curățată de pojghița de laminare (țunder) și alte impurități (praf, oxizi, grăsimi) și trebuie perfect uscată. Cea mai bună curățire de țunder este realizată prin sablare. Instalațiile utilizate pot fi realizate în același mod ca și la instalațiile de preconservare.

Elementele care în prealabil au fost supuse operațiunilor de preconservare primesc numai straturile definitive de vopsea, care parțial pot fi aplicate în uzină. În caz contrar vopsirea de protecție se va face prin aplicarea chituirii și a primului strat de protecție (grund) realizat cu o vopsea preparată cu ulei de in dublu fiert și miniu de plumb. Acest strat prezintă particularitatea de a fi aderent și elastic, putînd urmări deformațiile elastice ale oțelului supus la diferite solicitări. Stratul de protecție trebuie să acopere întreaga suprafață a elementului (v. cap. 2).



*Tabelul 16.3*

**Criterii pentru alegerea clasei de calitate a îmbinărilor sudate**

| Mod de solicitare | Categoria A de execuție a elementelor | | | | | | | | | | Categoria B de execuție a elementelor | | | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | Solicitare statică | | | | Solicitare dinamică | | | | | | Solicitare statică | | | | Solicitare dinamică | | | | | |
| Tipul solicitării | Compresiune | | Întindere | | Compresiune | | Întindere | | | | Compresiune | | Întindere | | Compresiune | | Întindere | | | |
| Mărimea efortului unitar | $\leqslant 0{,}7R^c$ | | $> 0{,}7R^c$ | | $\leqslant 0{,}7R^c$ | | $> 0{,}7R^c$ | | $\leqslant 0{,}7\gamma_t R^c$ | $> 0{,}7\gamma_t R^c$ | $< 0{,}7R^c$ | | $\geqslant 0{,}7R^c$ | | $\leqslant 0{,}7R^c$ | | $> 0{,}7R^c$ | | $\leqslant 0{,}7\gamma_t R^c$ | $> 0{,}7\gamma_t R^c$ |
| Temperatura minimă de proiectare | N | P | N | P | N | P | N | P | N | P | N | P | N | P | N | P | N | P | N | P |
| $C_1$ | | | X | | | | X | | X | X | | | | | | | | | | |
| $C_2$ | X | | | | X | | | | | | X | | X | | X | | X | | X | X |
| $C_3$ | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| $C_4$ | X | | | | X | | | | | | | | | | | | | | | |
| $C_5$ | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |

unde : $R^c$ este rezistența de calcul a sudurii la solicitarea respectivă ; $\gamma R$ — rezistența de calcul la oboseală ; $N$ — temperatură negativă ; $P$ — temperatură pozitivă.

Stratul de grund poate fi realizat și pe bază de rășini sintetice ; în acest caz și celelalte straturi de vopsea care se dau după montare vor fi de aceeași natură.

Măsuri speciale trebuie luate pentru construcțiile metalice care se execută în țările din regiunile tropicale și pentru care trebuie folosite materiale de protecție anticorosivă corespunzătoare.

## 16.7. CALITATEA EXECUȚIEI

### 16.7.1. CLASIFICAREA CONSTRUCȚIILOR DIN OȚEL

Clasificarea construcțiilor din oțel se efectuează în categorii de execuție în funcție de cerințele impuse de exploatare. STAS 767/0-77 precizează două categorii *A* și *B* care au fost arătate la § 16.5.3. Categoria cu calități deosebite cu toleranțele cele mai strînse și cu defecte cît mai reduse, se referă la acele construcții la care influența acestora este majoră : elemente supuse la solicitări repetate, la care pot apare fenomene de rupere prin oboseală ; elemente la care există pericolul apariției unor ruperi cu caracter fragil.

Toleranțele la formele și dimensiunile elementelor de construcții metalice sînt aplicate diferențiat în funcție de importanța elementului și de efectul pe care acestea îl au asupra comportării în exploatare a elementelor. Valorile sînt date de STAS 767/0-77.

Precizări suplimentare privind realizarea îmbinărilor cu nituri și șuruburi sînt date în STAS 767/2-78 ; pentru construcții sudate, în afara normativului C 150-82, unele indicații privind execuția sînt cuprinse și în STAS 768-66.

### 16.7.2. CONTROLUL CALITĂȚII EXECUȚIEI

Se efectuează în permanență în decursul execuției elementelor metalice. De obicei se realizează la trecerea de la o fază la alta. La scoaterea materialelor din depozit se verifică marca, clasa de calitate, aspectul laminatelor, dimensiunile lor etc. ; înainte de sudarea pieselor se face un control al șanfrenărilor și al preasamblărilor corecte.

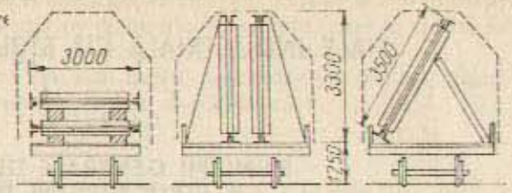
O deosebită atenție este acordată sudurilor. În funcție de importanța elementului și a îmbinărilor, cordoanele de sudură trebuie să poarte imprimată marca (poansonul) sudorului care le-a executat. Elementele din categoria superioară de calitate vor purta imprimat cifrul controlorului din organul C.T.C. al uzinei care a recepționat elementul pe faze, în timpul procesului de uzinare. O atenție deosebită se acordă elementelor la care anumite părți nu mai pot fi supuse unui control ulterior (de exemplu piesele sudate cu secțiune închisă).

### 16.7.3. RECEPȚIA ÎN UZINĂ

Recepția în uzină a elementelor de construcție se face de regulă de organele de control ale uzinei ; rezultatul verificărilor efectuate atît în cursul procesului de uzinare cît și la predarea finală a elementului se consemnează în certificatul de calitate eliberat de uzină. Prin recepția în uzină se confirmă că subansamblurile rezultate din procesul de uzinare respectă prevederile din proiectul de



Fig. 16.22. Diferite moduri de așezare în vagoane de cale ferată.




execuție și pe cele din normele tehnice în vigoare, precum și eventuale condiții speciale prevăzute în contract.

Dosarul de recepție cuprinde : confirmarea că au fost folosite materialele și s-au aplicat procedeele tehnologice prevăzute în proiect și în normele tehnice ; certificatele de calitate ale furnizorilor sau în lipsa acestora, cele emise de laboratorul uzinei sau alt laborator autorizat pentru efectuarea unor determinări pe materialele utilizate (oțeluri, materiale pentru îmbinări, vopsele etc.) ; certificatele de control radiografic pentru sudurile la care s-a prescris acest control.

## 16.8. TRANSPORTUL

Transportul elementelor metalice se poate efectua cu vehicule auto sau pe cale ferată. În consecință dimensiunile maxime ale elementelor vor trebui să corespundă gabaritelor și capacităților acestora. În figura 16.22 sînt arătate dimensiunile maxime ale unor elemente corespunzînd diferitelor așezări în vagoanele de cale ferată. Elementele de structuri metalice fiind în general ușoare, raportate la volumul lor (în special în cazul elementelor cu zăbrele) dar în același timp avînd lungimi mari, este necesar ca de la proiectare să se aibă în vedere posibilitățile de transport. În același timp trebuie urmărit ca operațiunile de îmbinare pe șantier să fie cît mai reduse. Apare deci necesară realizarea unor subansambluri (tronsoane) la dimensiuni cît mai apropiate de cele care se pot încadra în condițiile de transport auto sau cale ferată. În cazul unor uzine sau șantiere situate în apropierea unor căi navigabile, transportul se poate face și pe apă cu ajutorul unor vase.

În cazul cînd elementele metalice urmează a fi transportate în țări mai îndepărtate, transportul se poate face cu vaporul. În acest caz se iau măsuri speciale de ambalare și marcare. Scopul acestora este de a le asigura împotriva eventualelor deteriorări (deformări plastice) produse de loviri.

De asemenea, se urmărește ca piesele să fie ambalate și transportate în ordinea în care se execută montarea pe șantier.

PARTEA A III-a

# HALE INDUSTRIALE CU STRUCTURĂ METALICĂ

CAPITOLUL 17

## PRINCIPII GENERALE DE ALCĂTUIRE A STRUCTURILOR METALICE

### 17.1. GENERALITĂȚI

Clădirile industriale adăpostesc procesele tehnologice care se defășoară cu ajutorul diferitelor utilaje și mașini din care unele au greutăți importante fiind așezate pe fundații de tip special.

Clădirile industriale pot fi realizate ca hale parter sau clădiri cu mai multe niveluri.

Halele industriale, foarte răspîndite în diferite industrii, se prevăd de regulă cu utilaje de ridicat și transportat (poduri rulante, cărucioare sau grinzi rulante suspendate etc.).

Înălțimea căilor de circulație a utilajelor de ridicat și transportat dictează de regulă înălțimea halei. Podurile rulante constituie de obicei una din principalele încărcări ale halelor industriale.

Halele industriale moderne au în general deschideri și travei mari, ceea ce le permite o adaptare ușoară la modificări și dezvoltări ulterioare ale procesului de producție.

Ansamblul de elemente portante care preiau încărcările de diferite proveniențe (permanente, climatice, din utilajele de ridicat și transportat etc.) formează *structura de rezistență* a halei.

În funcție de dimensiunile clădirii și de capacitatea de ridicare a podurilor rulante, precum și de alți parametri, structurile pot fi realizate din beton, din metal sau mixte (stîlpi din beton, grinzile de rulare și structura acoperișului din metal). Alegerea unui anumit material este dictată de factori tehnico-economici.

Elementul principal de rezistență al unei structuri îl reprezintă *cadrul transversal*, format din *stîlpi* ancorați în fundații de beton și *rigle* legate rigid sau articulat de stîlpi. O structură de hală este caracterizată prin *tramă*, respectiv prin *deschidere* și *travee*. Pe stîlpi reazemă grinzile de susținere ale căilor podurilor rulante (*grinzi de rulare*). Pe riglele acoperișului reazemă elementele *învelitorii*, direct sau prin intermediul unor *pane*, precum și construcțiile *luminatoarelor*, *deflectoarelor* și ale *captatoarelor solare*.

Rigiditatea și stabilitatea elementelor metalice rezolvate de regulă ca elemente plane dezvoltate numai în planul vertical de acțiune al încărcărilor gravitaționale sînt asigurate prin *contravîntuiri* și *legături* dispuse atît în planul structurii acoperișului, cît și în planul stîlpilor (*portale*). Prin aceleași contravîntuiri sînt transmise la teren forțe orizontale, cum sînt cele provenite din vînt, frînarea podurilor rulante sau solicitări seismice care pot acționa și în alte planuri decît cele ale cadrului principal. Ansamblul de elemente principale de contravîntuiri și legături asigură *comportarea spațială* a structurii metalice a halei ; în multe cazuri elementele de învelitoare contribuie de asemenea la realizarea conlucrării spațiale.



Elementele de închidere laterală, realizate în prezent sub formă de panouri portante de suprafață mare, reazemă pe elemente secundare, care la rîndul lor sînt susținute de elemente principale ale structurii de rezistență.

Halele industriale pot avea una sau mai multe deschideri cu poduri rulante dispuse pe unul sau două niveluri în aceeași deschidere.

### 17.2. HALE PARTER. FORME ÎN PLAN ȘI ÎN ELEVAȚIE

Halele sînt construcții cu un singur nivel în care au loc diferite procese tehnologice. Halele industriale sînt așezate în complexe industriale, iar rezolvarea lor constructivă și arhitectonică trebuie să țină seama de întregul ansamblu de obiecte construite. Există în prezent o tendință de grupare a secțiilor de fabricație în corpuri mari de hale (hale monobloc) care prezintă avantaje sub aspectul ocupării de teren și de reducere a distanțelor de transport. Forma în plan a halelor industriale este de regulă dreptunghiulară sau compusă din dreptunghiuri alăturate (fig. 17.1).

Lungimea și lățimea halelor cu structură metalică sînt de regulă mari. Pentru susținerea acoperișului și a podurilor rulante stîlpii se așază în rețele modulate ; valoarea modulului de bază este de 10 cm, folosindu-se însă modulele derivate care sînt multiplii și submultiplii modulului de bază. Pentru dimensiunile în plan ale halelor se folosește de obicei modulul de 600 cm și în unele cazuri de 1 200 cm. Rezultă deschideri de 12, 18, 24, 30, 36 m și excepțional 42 m. Pot fi însă, după necesități, adoptate și deschideri de 15 21, 27 sau 33 m. Traveile se iau de regulă 6 sau 12 m. Anumite industrii cum sînt cele din siderurgie pot folosi rațional travei de 15 sau chiar 18 m. Traveea de 9 m se utilizează mai rar.

În elevație forma halelor este determinată de gabaritele utilajelor de producție, de așezarea lor, de utilajele de ridicat și transportat, de necesitățile de iluminare și aerisire, de asigurarea scurgerii apelor de pe acoperiș etc. Înălțimea halelor poate fi aceeași în toate deschiderile sau diferită după necesitățile procesului tehnologic.

Halele cu acoperișuri cu două pante se utilizează frecvent în cazul unei singure deschideri. Cînd sînt mai multe deschideri este necesar să se realizeze un acoperiș cu pantă mică (3...5%) deoarece, cu excepția unor cazuri speciale de gabarite cerute de podurile rulante, în zona centrală rezultă înălțimi nerationale. Halele cu două pante nu permit realizarea unor luminatoare longitudinale pe deschiderile laterale deoarece împiedică scurgerea apelor (fig. 17.2). Mai frecvent folosite sînt halele la care fiecare deschidere se realizează în două pante (ape). Se pot utiliza în acest mod elemente metalice tipizate (de exemplu ferme metalice de catalog).

În cazul cînd în hală sînt utilaje de transport suspendate de șarpanta acoperișului, este necesar ca tălpile inferioare ale fermelor din toate deschiderile unde pot circula aceste utilaje să se găsească la același nivel (fig. 17.3, *a*).

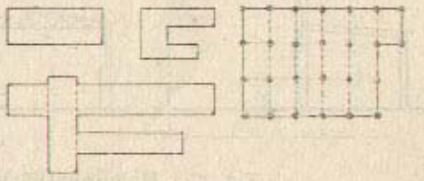


Fig. 17.1. Forma halelor în plan.

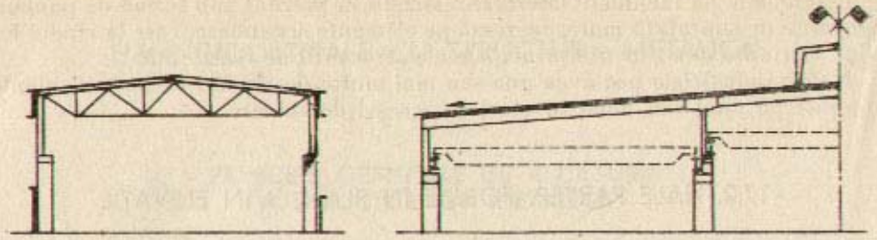


Fig. 17.2. Hale cu acoperiș în două pante.

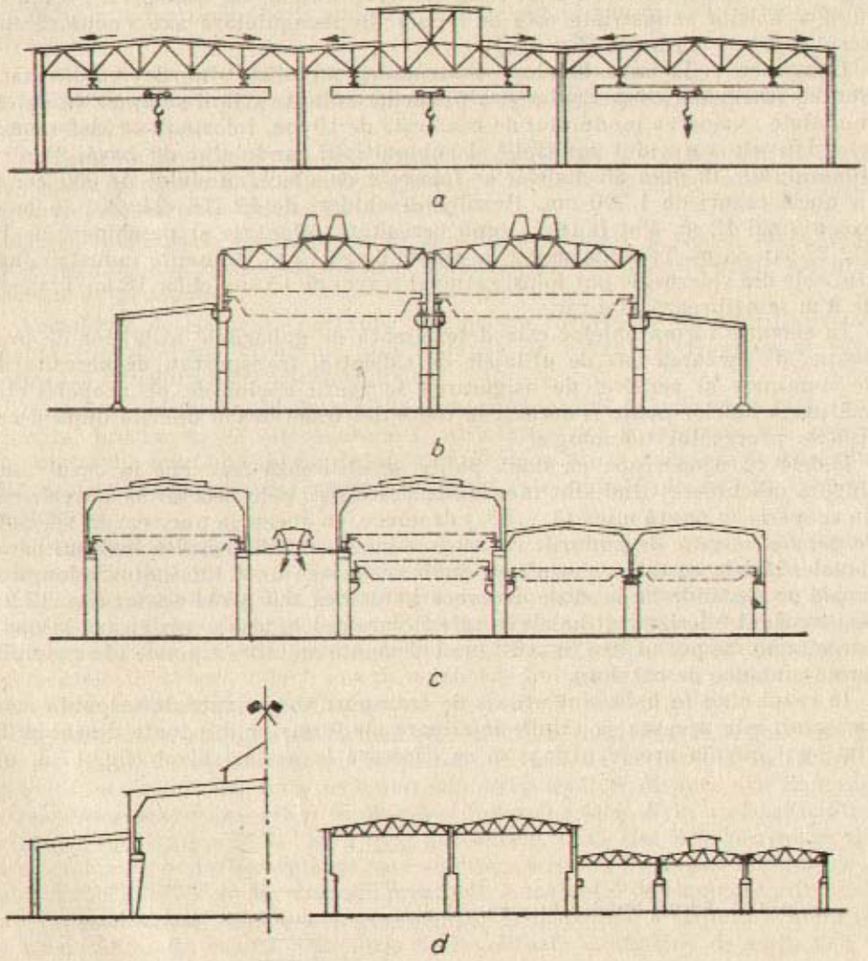



Fig. 17.3. Hale industriale cu mai multe dschideri.



Uneori halele sînt tratate sub forma unei deschideri centrale prevăzute cu poduri rulante grele în timp ce deschiderile alăturate rezultă sub forma unor anexe ușoare a căror structură este rigidizată de structura centrală (fig. 17.3, *b* și *c*). Adoptarea unei soluții de hală cu denivelări trebuie făcută pe baza unei analize tehnico-economice, ținînd seama de costul investiției, al volumului de încălzit și de alte probleme decurgînd din rezolvarea scurgerilor, a supraîncărcării cu aglomerări de zăpadă a unor elemente din structura acoperișului și altele.

## 17.3. ROSTURILE HALELOR

Necesitățile tehnologiei de fabricație modernă impun uneori dimensiuni în plan foarte mari pentru halele industriale. Datorită dilatărilor produse ca urmare a temperaturilor climatice sau tehnologice, condițiilor de fundare ale construcției, precum și legării cu alte construcții existente, apare necesară fragmentarea, respectiv separarea în plan a construcției ; în mod practic sînt întrerupte toate elementele de construcție (inclusiv cele de închidere), realizîndu-se rosturile halelor (fig. 17.4).

Variațiile de temperatură produc modificări ale lungimii elementelor de construcție ; ele depind de așezarea structurii (în aer liber sau adăpostită) și de faptul dacă hala este încălzită în timpul iernii, ceea ce creează variații de temperatură în limite mai reduse. Față de construcțiile de beton armat distanțele între rosturi sînt sensibil mai mari, datorită faptului că deformările sînt consumate prin unele jocuri ale îmbinărilor sau chiar prin unele deformații plastice nepericuloase. În afară de aceasta halele metalice au stîlpi rari și flexibili care se pot deforma mai ușor sub acțiunea variațiilor de temperatură. Pentru a nu se introduce în elementele structurii eforturi mari necontrolate, distanța dintre rosturi nu trebuie să depășească pe cele date în tabelul 17.1.

La halele metalice poziția portalelor trebuie astfel prevăzută încît să nu împiedice deformațiile libere datorate variațiilor de temperatură (v. tabelul 17.1).

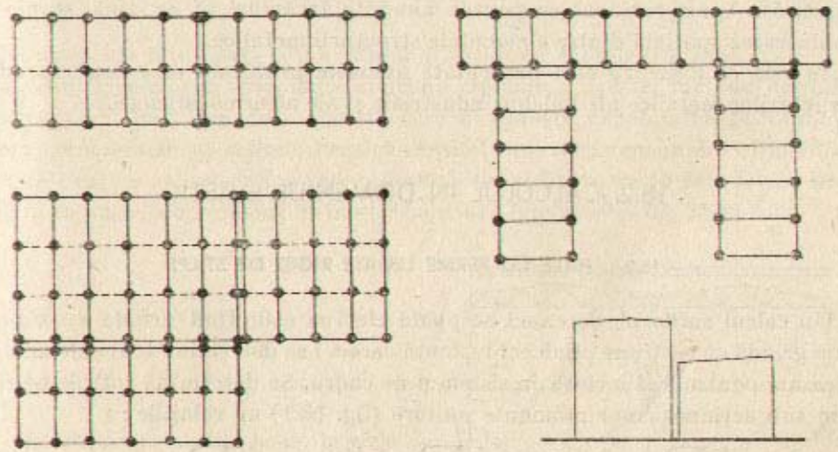


Fig. 17.4. Rosturile halelor.

*Tabelul 17.1*

| Nr. crt. | Categoria construcțiilor | Distanța maximă de la capătul construcției la axa contravînturii verticale, în m | Lungimea maximă a construcției între două rosturi în lungul construcției, în m | Lățimea maximă a construcției, în m |
|---|---|---|---|---|
| 1 | Hale încălzite | 90 | 230 | 150 |
| 2 | Hale neîncălzite și hale cu procese calde | 75 | 200 | 120 |
| 3 | Estacade în aer liber | 50 | 130 | — |

În cazul cînd structura este mixtă avînd stîlpi de beton, distanța între rosturi se va adopta ținînd seama de condițiile constructive ale structurilor din beton armat. Se pot adopta distanțe pînă la 120 m dacă grinzile de rulare sînt din oțel.

CAPITOLUL 18

# PARTICULARITĂȚI DE CALCUL ALE STRUCTURILOR METALICE

## 18.1. GENERALITĂȚI

Determinarea eforturilor în elementele cu structură metalică se efectuează de regulă în domeniul elastic. În anumite cazuri se poate efectua un calcul care ține seama de dezvoltarea deformațiilor plastice în unele elemente ale structurii sau chiar în întreaga structură (calculul în stadiul limită, de cedare plastică). Apare rațional ca pentru anumite încărcări să se țină seama de conlucrarea spațială dintre elementele structurii metalice.

În cele ce urmează sînt prezentate anumite probleme de calcul, specifice structurilor metalice ale halelor industriale și ale altor construcții.

## 18.2. CALCULUL ÎN DOMENIUL ELASTIC

### 18.2.1. HALE CU FERME LEGATE RIGID DE STÎLPI

Un calcul suficient de exact se poate efectua asimilînd grinda cu zăbrele cu o grindă cu secțiune plină echivalentă căreia i se determină toate elementele necesare pentru a fi inclusă în sistemul de cadru. Se determină rotirile pe reazem sub acțiunea unor momente unitare (fig. 18.1) cu relațiile :

$$\alpha_1 = \frac{1}{E}\sum n_{i1}^2 \frac{l_i}{A_i}; \quad \alpha_2 = \frac{1}{E}\sum n_{i2}^2 \frac{l_i}{A_i}; \quad \beta = \frac{1}{E}\sum n_{i1}\, n_{i2} \frac{l_i}{A_i}. \qquad (18.1)$$



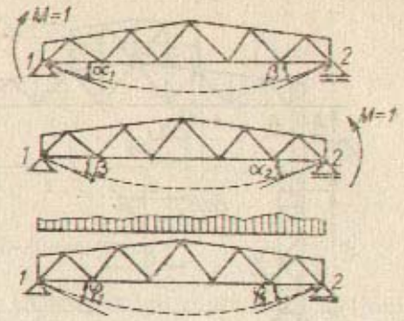



Fig. 18.1. Elemente pentru calculul deformațiilor la grinzi cu zăbrele.

De asemenea se determină rotirile pe reazeme sub acțiunea încărcărilor exterioare :

$$\varphi_1 = \frac{1}{E}\sum N_i n_{i1} \frac{l_i}{A_i}; \quad \varphi_2 = \frac{1}{E}\sum N_i n_{i2} \frac{l_i}{A_i}; \qquad (18.2)$$

în care

$n_{i1}$, $n_{i2}$ sînt eforturile în bara $i$ cînd se aplică momente unitare la extremitățile 1, respectiv 2 ale grinzii cu zăbrele ;

$N_i$ — eforturile în bara $i$ sub acțiunea încărcărilor exterioare;

$A_i$, $l_i$ — aria secțiunii și lungimea barei $i$.

Pe baza acestor valori se determină elementele de rigiditate cu care se poate efectua calculul static folosind metoda deplasărilor. Rigiditățile barei rezultă :

$$K_1 = \frac{\alpha_2}{\alpha_1 \alpha_2 - \beta^2}; \quad K_2 = \frac{\alpha_1}{\alpha_1 \alpha_2 - \beta^2}, \qquad (18.3)$$

iar coeficienții de transmitere :

$$\gamma_{12} = \frac{\beta}{\alpha_2}; \quad \gamma_{21} = \frac{\beta}{\alpha_1}. \qquad (18.4)$$

Metoda poate fi aplicată și la calculul grinzilor cu zăbrele continue.

În cazul fermelor trapezoidale continue aplicarea acestei metode permite trasarea unei diagrame de momente care urmărește capacitatea portantă a fermei ; momentele pe reazem rezultă sensibil mai mici (curba $b$ — fig. 18.2) decît cele care s-ar determina într-o ipoteză simplificatoare în care ferma s-ar accepta ca o bară cu moment de inerție constant (curba $a$ — fig. 18.2).

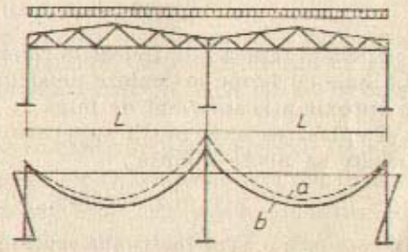



Fig. 18.2. Diagrame de momente la rigle de cadru :
$a$ — riglă cu moment de inerție constant ; $b$ — calcul exact (moment de inerție variabil).

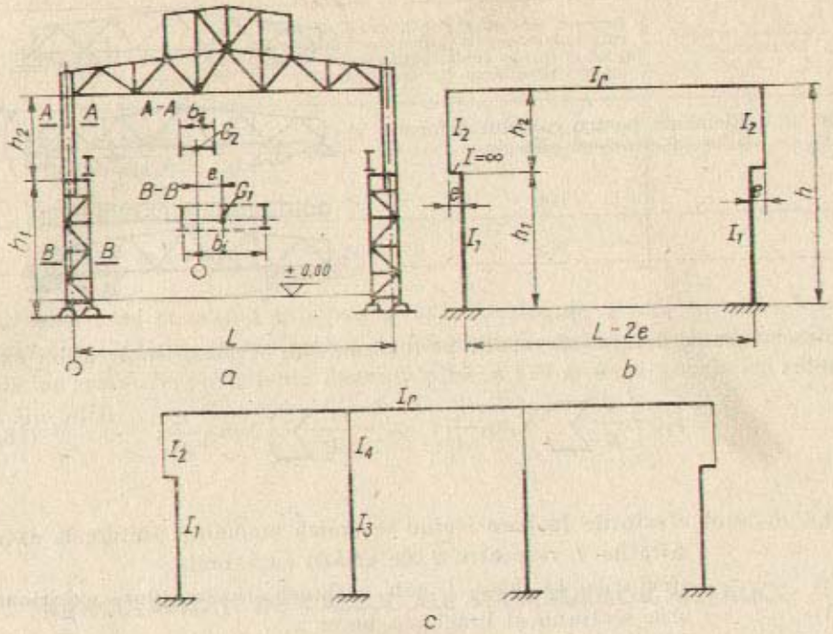



Fig. 18.3. Scheme constructive *(a)* și de calcul static *(b* și *c)* la cadre.

Folosirea în calcul a unei bare cu secțiune constantă cu moment de inerție egal cu momentul de inerție al tălpilor, corectat cu un coeficient constant, care introduce efectul diagonalelor și al înclinării tălpilor dă rezultate suficient de exacte numai în cazul unei structuri cu o singură deschidere.

### 18.2.2. INDICAȚII PENTRU CALCULUL ȘI ALEGEREA SOLUȚIEI CONSTRUCTIVE

Pentru stabilirea secțiunii în vederea determinării rigidității barelor cu care se efectuează calculul structurilor static nedeterminate se pot adopta următoarele reguli rezultate din practica proiectării curente.

Structura de rezistență a stîlpilor cu secțiune variabilă de pe șirurile exterioare poate fi redusă la axele ei și considerată ca în figura 18.3, *b* ; ținînd seama de notațiile corespunzătoare, rapoartele între momentele de inerție se pot adopta :

$$I_1/I_2 = 7\ldots10\ ;\ I_r/I_2 \simeq 25\ldots40. \tag{18.5}$$

Ultimul raport este folosit la calculul cadrelor cu ferme legate rigid de stîlpi. La hale cu ferme articulate pe stîlpi rigiditatea riglei poate fi considerată cu o aproximație suficient de bună $I_r \approx \infty$.

Deplasarea axei părții superioare a stîlpului în raport cu axa părții inferioare se poate adopta :

$$e = (0{,}45\ldots0{,}55)\ b_i - 0{,}5\ b_s, \tag{18.6}$$

în care $b_i$ și $b_s$ sînt înălțimile secțiunii părții inferioare și superioare a stîlpului.



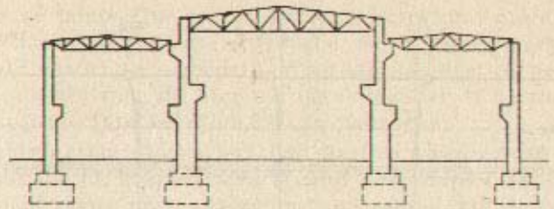


Fig. 18.4. Hală cu deschideri denivelate.

La cadrele cu mai multe deschideri (fig. 18.3, *c*) stîlpii centrali au secțiuni sensibil mai mari decît stîlpii marginali ceea ce se reflectă în creșterea rapoartelor dintre momentele de inerție (tab. 18.1) ; notațiile utilizate în tabel sînt cele de pe figura 18.3, *c*.

*Tabelul 18.1*

| Tipul de structură | $I_4/I_1$ | $I_4/I_3$ |
|---|---|---|
| Cu stîlpii de pe șirul interior la același pas (travee) cu stîlpii de pe șirul exterior | 10...30 | 1,5...3 |
| Travee (pasul) șirului de stîlpi interiori dublă față de șirul exterior | 20...60 | 2,5...7 |

Legarea rigidă a fermelor de stîlpi este indicată numai în cazurile cînd trebuie să se asigure o rigiditate sporită la forțe orizontale. Aceasta poate apare necesară în special la hale cu o singură deschidere cu înălțimi la calea de rulare ce depășesc 15...18 m, avînd poduri rulante cu regim de lucru foarte greu și cu capacitate mare de ridicare. De asemenea poate apare indicată la hale care au poduri rulante prevăzute pe două niveluri.

La hale cu mai multe deschideri cu ferme la același nivel se folosește de regulă soluția cu ferme prinse articulat de stîlpi. În cazul unor hale cu înălțimi diferite la care una din deschideri are înălțime mare și poduri rulante cu capacitate mare de ridicare se poate prevedea dacă este necesar, o legătură fermă – stîlpi rigidă, în timp ce celelalte deschideri se realizează cu fermele legate articulat de stîlpi (fig. 18.4).

### 18.2.3. VERIFICAREA STRUCTURILOR METALICE LA EFECTUL VARIAȚIILOR DE TEMPERATURĂ

Variațiile de temperatură conduc la deformații ale elementelor metalice. Deoarece deformațiile sînt împiedicate de legăturile cu fundațiile sau cu alte elemente ale structurii, apar eforturi suplimentare care în unele cazuri trebuie luate în considerație.

Determinarea eforturilor într-o structură în cadre se poate efectua în mod simplificat, considerînd că deformațiile elastice ale riglelor datorită eforturilor axiale provenite din variațiile de temperatură sînt neglijabile. Considerînd variația de temperatură uniformă pe toată lungimea construcției, deplasările

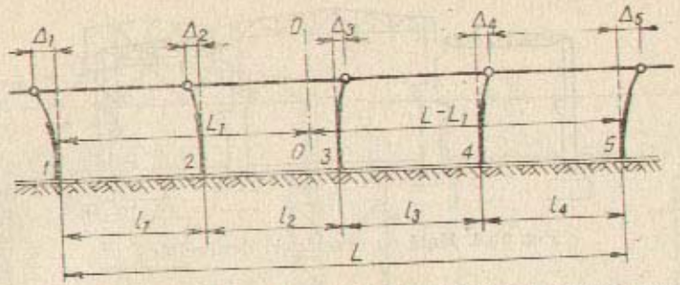


Fig. 18.5. Cadru cu multe deschideri ; deformații datorite variațiilor de temperatură.

capetelor stîlpilor (fig. 18.5) se pot considera că se produc proporțional cu distanțele la o anumită secțiune de pe construcție (axa de deplasare nulă) care nu se deplasează. Deplasările sînt proporționale cu rigiditățile stîlpilor.

Definind mărimile reacțiunilor orizontale din capetele stîlpilor datorită deplasărilor corespunzătoare unei deplasări unitare cu $R_1$, $R_2$, $R_3$.... mărimea reacțiunii $R$ pentru un stîlp oarecare avînd secțiunea variabilă se determină cu relația :

$$R = \frac{12EI_1K}{h^3}, \tag{18.7}$$

în care $K$ este un coeficient care ține seama de variația secțiunii.

Condițiile de echilibru static se pot exprima prin :

$$-\alpha t^\circ L_1R_1 - \alpha t^\circ(L_1 - l_1)R_2 + \alpha t^\circ(L - L_1 - l_3 - l_4)R_3 + \tag{18.8}$$

$$+ \alpha t^\circ(L - L_1 - l_4)R_4 + \alpha t^\circ(L - L_1)R_5 = 0 :$$

$$L_1 = \frac{l_1(R_2 + R_3 + R_4 + R_5) + l_2(R_3 + R_4 + R_5) + l_3(R_4 + R_5) + l_4R_5}{R_1 + R_2 + R_3 + R_4 + R_5}. \tag{18.9}$$

Cu valoarea $L_1$ se pot calcula deplasările capetelor stîlpilor situați la distanța $L_i$ de punctul care rămîne nedeplasat :

$$\Delta_i = \alpha t^\circ L_i \tag{18.10}$$

care permit stabilirea valorilor momentelor la extremitățile stîlpilor. În cazul stîlpilor articulați în rigle aceste valori sînt cele definitive care apar la bazele stîlpilor. În cazul stîlpilor încastrați în fundație și legați rigid de rigle se poate efectua un calcul aproximativ considerînd că momentul de la partea superioară se repartizează la stîlp și la riglele adiacente. Dacă riglele sînt grinzi cu zăbrele, rigiditatea la încovoiere a acestora poate fi considerată infinită.

## 18.3. CALCULUL STRUCTURILOR METALICE ȚINÎND SEAMA DE DEZVOLTAREA DEFORMAȚIILOR PLASTICE

### 18.3.1. ELEMENTE GENERALE

Oțelul folosit la structurile metalice este un material cu proprietăți plastice și ca atare permite proiectarea structurilor metalice luînd în considerare retransmiterea plastică a eforturilor.



La proiectare se poate ține seama într-o măsură mai mare sau mai mică de rezerva plastică a unui element metalic sau a unei structuri în ansamblul ei. În unele cazuri se consideră proprietățile plastice pentru a neglija influența unor concentrări de eforturi care dacă ar fi introduse în calcul ar conduce la o proiectare nerațională a elementelor.

O valorificare integrală a proprietăților plastice o reprezintă calculul structurilor în stadiul limită, respectiv în stadiul de cedare plastică a structurii. Un astfel de calcul poate prezenta anumite avantaje față de calculul elastic : reflectă într-o măsură mai bună comportarea și capacitatea limită de cedare a structurii ; asigură un factor de siguranță mai uniform pe structură ; poate conduce, în anumite cazuri, la realizarea unei structuri mai ușoare.

Oțelul carbon obișnuit de tip OL 37, precum și oțelul OL 52 prezintă un palier de curgere distinct, ceea ce permite să se accepte în calcul diagrama caracteristică de tip Prandtl (v. fig. 8.1 și 18.6, *a*).

Cercetări recente arată că există posibilitatea extinderii acestui calcul și în cazul elementelor din oțel cu granulație fină și limită de curgere de 430...470 N/mm².

### 18.3.2. CAPACITATEA PORTANTĂ ÎN STADIUL PLASTIC A ELEMENTELOR ȘI ÎMBINĂRILOR

18.3.2.1. **Întindere centrică.** Efortul limită pe care-l poate suporta o bară se consideră efortul la care deformațiile plastice au pătruns pe întreaga secțiune înainte de apariția fenomenului de consolidare (fig. 18.6, *a*) și rezultă din relația :

$$N_{lim} = A_{net}\sigma_c. \tag{18.11}$$

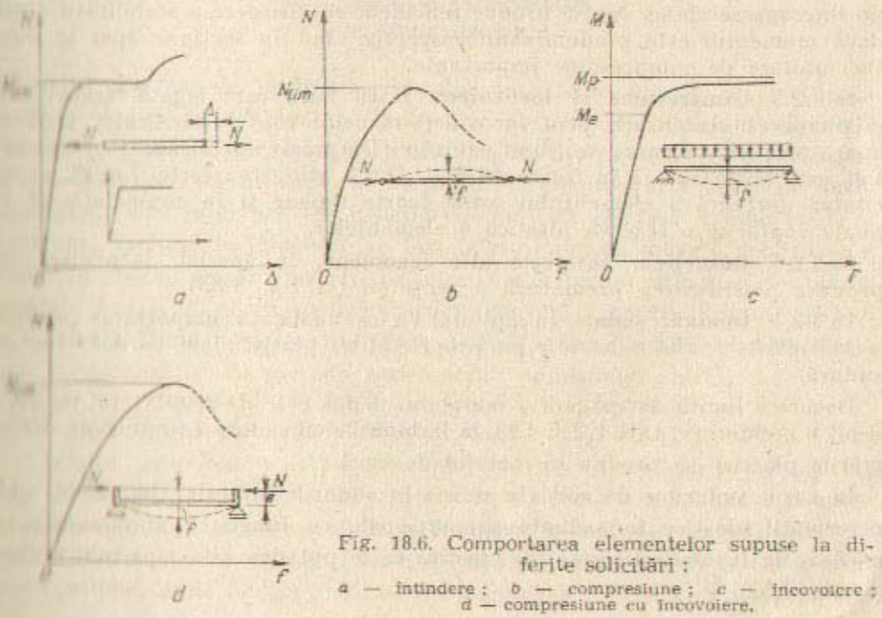


Fig. 18.6. Comportarea elementelor supuse la diferite solicitări :
*a* — întindere ; *b* — compresiune ; *c* — încovoiere ; *d* — compresiune cu încovoiere.

Într-un element metalic solicitat static influența anumitor excentricități, imperfecțiuni sau concentrări de tensiuni poate fi neglijată, fără a afecta siguranța elementelor. În această categorie intră prinderile pe gusee ale unor bare din corniere, unde tensiunile locale mari din jurul găurilor de șuruburi și cele provenite din momentele suplimentare din barele grinzilor cu zăbrele (consecință a rigidității nodurilor), pot fi neglijate.

Procesul de redistribuire a eforturilor apare curent la elemente de tipul prinderilor, îmbinărilor etc.

18.3.2.2. **Compresiune centrică.** Spre deosebire de întindere, la care efortul se păstrează constant în timpul dezvoltării deformațiilor plastice corespunzătoare palierului de curgere, în cazul compresiunii comportarea descrisă la capitolul 8 este reprezentată prin diagrama din figura 18.6, *b*. În apropierea forței critice (limită), care corespunde unei plastificări avansate a secțiunii centrale, deformațiile transversale $f$ cresc foarte mult, capacitatea portantă a barei începînd să se reducă sensibil, astfel că practic nu se poate lua în considerare o rezervă plastică a elementului.

18.3.2.3. **Încovoiere.** Capacitatea portantă a unei secțiuni este determinată de momentul plastic $M_p$. Pentru o secțiune dată, este caracteristic raportul dintre momentul plastic $M_p$ și momentul corespunzător curgerii de fibră $M_e$, definit drept coeficient de adaptare (de rezervă plastică) a secțiunii (v. § 8.1):

$$k = \frac{M_p}{M_e} = \frac{W_p}{W}\frac{\sigma_c}{\sigma_c} = \frac{W_p}{W}. \qquad (18.12)$$

Comportarea elementelor încovoiate este caracterizată printr-o capacitate pronunțată de deformare plastică (fig. 18.6, *c*), cu condiția să se evite fenomenele de instabilitate locală și generală înainte și în timpul formării articulațiilor plastice.

18.3.2.4. **Întindere excentrică.** Cedarea apare cînd plastificarea a pătruns pe întreaga secțiune. Nu se produc fenomene de pierdere a stabilității decît dacă momentul este predominant, respectiv cînd în secțiune apar și eforturi unitare de compresiune importante.

18.3.2.5. **Compresiune și încovoiere.** Dacă bara este legată transversal și pierderea stabilității prin încovoiere-răsucire este împiedicată, cedarea apare prin plastificarea secțiunii centrale. Diagrama forță-săgeată transversală este reprezentată în figura 18.6, *d*. După atingerea forței limită, capacitatea portantă a elementului scade foarte repede și în consecință nu se poate conta pe o rezervă plastică a elementelor.

18.3.2.6. **Răsucirea.** Însoțește alte fenomene, în special încovoierea și produce plastificarea prematură a secțiunii (v. fig. 8.33).

18.3.2.7. **Îmbinări sudate.** În capitolul 4 a fost analizată comportarea plastică a îmbinărilor sudate bazată pe proprietățile plastice ale cordoanelor de sudură.

Deoarece limita de curgere a metalului depus este de regulă mai ridicată decît a oțelului (v. tab. 1.2 și 4.1), la îmbinările cu sudură în adîncime deformările plastice se produc în metalul de bază.

În cazul sudurilor de colț (în relief) în sudurile laterale (fig. 4.50) apar deformații plastice importante proporționale cu lungimea cordonului; în cordoanele frontale deformațiile plastice ce se pot dezvolta sînt mai reduse (v. fig. 4.52).



În sudurile supuse la încovoiere se poate admite repartizarea birectangulară a eforturilor unitare (v. fig. 4.58, *a*). Deși limita de curgere a metalului depus este mai ridicată decît cea a metalului de bază, calculul se efectuează totuși cu valoarea corespunzătoare acesteia din urmă. Un calcul în raport cu rezistențele la rupere, așa cum apare în normele sovietice, este în mai bună concordanță cu rezultatele încercărilor arătate în § 4.10.

18.3.2.8. **Îmbinări cu șuruburi și șuruburi de înaltă rezistență pretensionate.** De regulă capacitatea portantă este determinată pe baza capacității portante a șurubului izolat. Capacitatea portantă a îmbinării se determină în conformitate cu datele stabilite în capitolul 6 ținînd seama că îmbinările prezintă și ele proprietăți plastice care permit redistribuiri și uniformizări ale eforturilor.

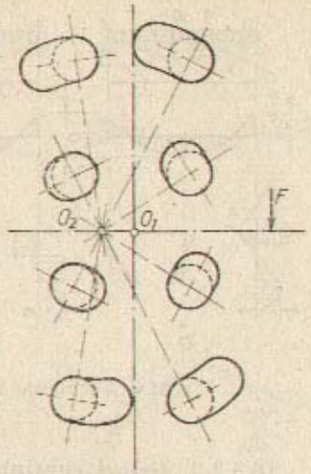


Fig. 18.7. Comportarea plastică a unei îmbinări cu șuruburi de înaltă rezistență pretensionate: $O_1$ — centrul de greutate geometric; $O_2$ — centrul de rotație teoretic.

Un exemplu de comportare plastică a unei îmbinări cu șuruburi de înaltă rezistență după ce s-a produs alunecarea pieselor și șuruburile au intrat în contact cu pereții găurii este dat în figura 18.7.

### 18.3.3. CALCULUL ELEMENTELOR ȘI AL STRUCTURILOR

18.3.3.1. **Factori de încărcare.** Calculul în stadiul plastic se efectuează pe baza limitei de curgere $\sigma_c$. Încărcările normate care acționează într-o anumită grupare de încărcare se multiplică cu așa-numitul *factor de încărcare*, care reprezintă de fapt un coeficient de siguranță. Efectul de autoconsolidare a oțelului previne distrugerea plastică efectivă a unui element chiar dacă factorii de încărcare au fost într-o anumită măsură depășiți. De regulă în stadiul limită, factorii de încărcare $\lambda$ includ atît coeficientul de adaptare $k = 1{,}12$, cît și coeficienții de siguranță $c$ pentru diferite grupări de încărcări. După normele din S.U.A. și Belgia valorile factorilor de încărcare, corespunzător cu metoda rezistențelor admisibile, sînt:

— pentru gruparea I (de bază): $\lambda_I = 1{,}12 \times 1{,}50 \simeq 1{,}70$;

— pentru gruparea a II-a (suplimentară): $\lambda_{II} = 1{,}12 \times 1{,}33 \simeq 1{,}50$;

— pentru gruparea a III-a (excepțională): $\lambda_{III} = 1{,}12 \times 1{,}0 = 1{,}12$.

În calculul după metoda stărilor limită este necesară o analiză mai aprofundată a modului în care trebuie aplicați coeficienții diferențiați ai acțiunilor. Pînă în prezent metoda folosește calculul plastic numai în cazul grinzilor continue, unde fiecare încărcare se afectează cu coeficientul respectiv.

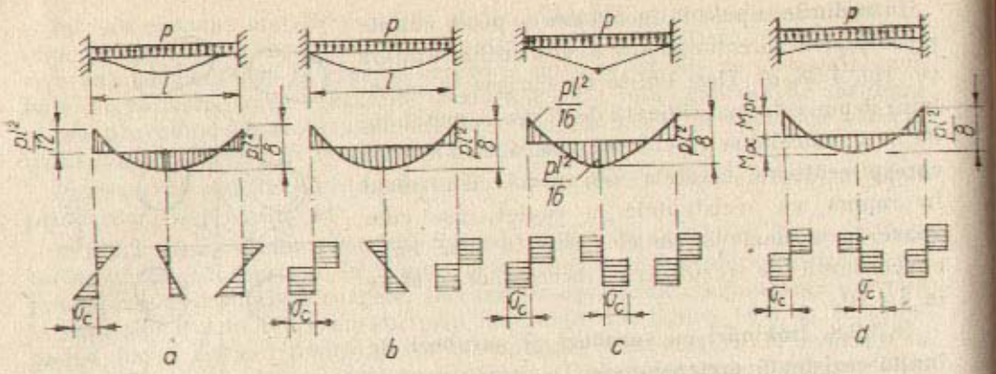



Fig. 18.8. Formarea articulațiilor plastice la grinzi dublu încastrate :
*a*, .. *d* — evoluția articulațiilor plastice.

18.3.3.2. **Grinzi continue.** Capacitatea portantă a unei grinzi continue se determină pe baza mecanismului de cedare al unei grinzi dublu încastrate. Evoluția plastificării pe reazem și în cîmp este arătată în figura 18.8.

În cazul grinzilor cu secțiune diferită în cîmp și pe reazeme, momentele plastice sînt diferite dar suma lor este constantă și egală cu momentul maxim al grinzii static determinate (fig. 18.8, *d*).

Dacă forțele tăietoare sînt mari, la determinarea momentelor plastice se va ține seama și de efectul acestora (v. § 8.1).

Modul de calcul practic al unor grinzi continue ținînd seama de dezvoltarea parțială a deformațiilor plastice a fost arătat în § 13.1.

18.3.3.3. **Calculul cadrelor cu un singur nivel.** Cadrele cu un singur nivel se pot diferenția în două categorii : cadre cu contravîntuiri (portale) care împiedică deplasările orizontale ; cadre fără contravîntuiri (cu noduri deplasabile).

Un cadru cu noduri fixe (fig. 18.9) își pierde capacitatea portantă prin cedarea unui element izolat (grindă, stîlp sau prindere) conform celor arătate anterior.

Cedarea unui cadru cu noduri deplasabile se poate produce în diferite moduri : stîlpul cadrului își pierde stabilitatea sub încărcări verticale sau se realizează un număr suficient de articulații plastice pentru a se forma un mecanism de cedare (fig. 18.10).

Momentele de cedare plastică se determină prin :

— metoda statică sau grafică (metoda liniilor de închidere) ;

— metoda combinării mecanismelor elementare (lanțurile cinematice) prin care se obține direct stadiul de distrugere (cedare) plastică a structurii ;

— calculul în etape succesive (calculul biografic).

Studiul biografic prin care să se urmărească întreaga evoluție a comportării structurii pe parcursul creșterii încărcărilor pînă se atinge stadiul de cedare plastică a ansamblului, poate apare necesar pentru analiza structurilor complexe.

Prin acest procedeu se poate determina starea de eforturi din structură și într-un stadiu intermediar de solicitare, stadiu impus de cerințele tehnologice sau de exploatare.



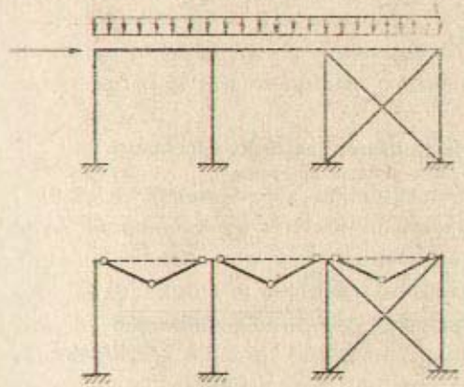


Fig. 18.9. Schemă de cedare pentru un cadru cu noduri fixe.

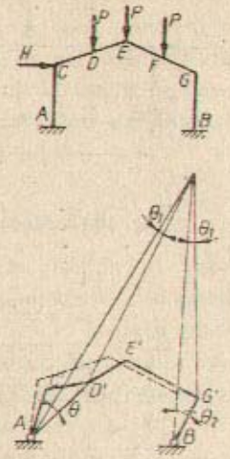



Fig. 18.10. Cedarea plastică la un cadru cu o singură deschidere.

Pentru un cadru simplu al unei hale fără poduri rulante, structura avînd barele de aceeași secțiune, diagrama de momente în stadiul de cedare stabilită prin metoda liniilor de închidere apare ca în figura 18.11. Calculul se efectuează transformînd structura static nedeterminată într-o structură static determinată formată din două console și punînd condiția ca în punctele *A*, *B*, *C*, momentele să fie egale cu valoarea momentului plastic $\overline{M}$ ; grafic se poate soluționa și aplicînd metoda liniilor de închidere. În figura 18.12 este prezentat modul de calcul prin metoda combinării mecanismelor elementare (folosirea lanțurilor cinematice). Metoda de calcul este prezentată pe larg în tratatele de Statica construcțiilor.

Mărimea momentului plastic cu ajutorul căruia se face calculul structurii are valori diferite. În cazul unor forțe axiale mai mari ($N/N_y > 0{,}15$) sau

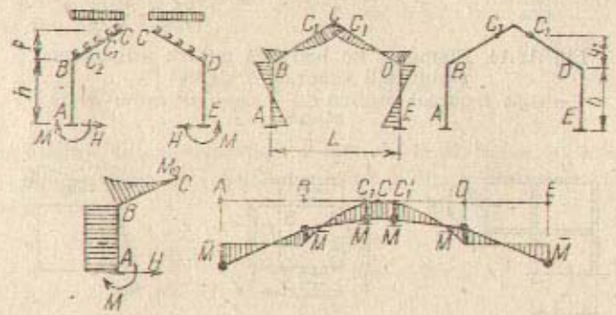



Fig. 18.11. Diagrama de momente la un cadru cu o singură deschidere.

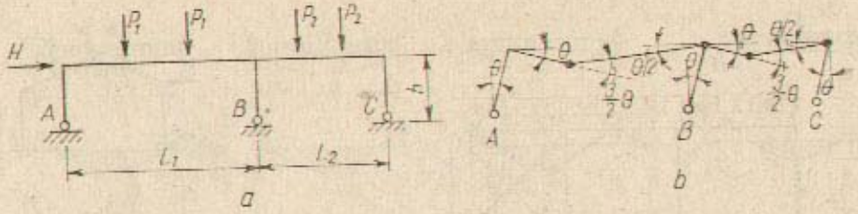



Fig. 18.12. Mecanismul de cedare prin utilizarea lanțurilor cinematice :
a — schema de încărcare ; b — schema de cedare.

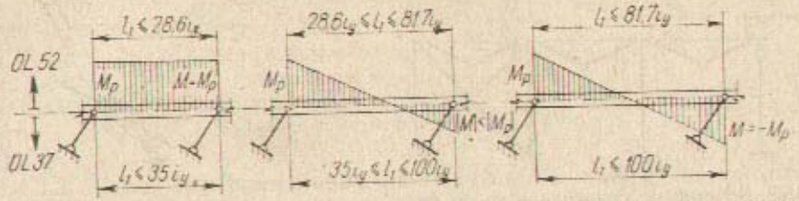



Fig. 18.13. Legăturile grinzilor metalice dublu T în funcție de variația momentului.

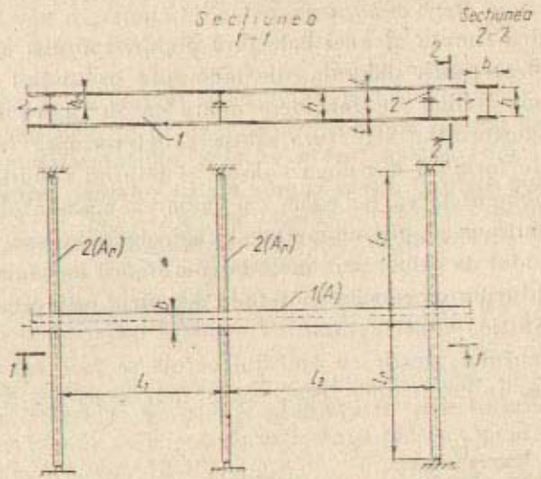



Fig .18.14. Elemente de legătură pentru asigurarea stabilității generale a riglei :
1 — riglă rigidizată (legată) ; 2 — elemente (bare) de legătură.

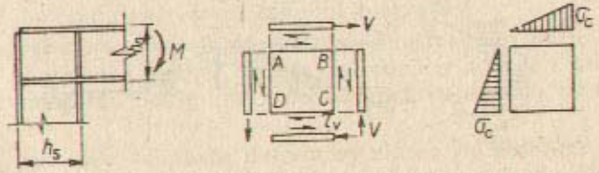



Fig. 18.15. Forțele care acționează pe un colț de cadru drept.



al unor forțe tăietoare mari ($T > T_p = h_i t_i \tau_c = 0{,}6 h_i t_i \sigma_c$) este necesară o reducere a valorii momentului plastic $M_p' = \gamma_i M_p$ ($\gamma_i < 1$) în conformitate cu prevederile § 8.1. De asemenea în cazul cînd barele nu au secțiune constantă se poate lucra cu momente diferite, dar toate luate într-un anumit raport cu unul din momente, considerat ca moment de bază :

$$(M_{1p} = \xi_1 M_p,\ M_{2p} = \xi_2 M_p, \ldots).$$

18.3.3.4. **Fenomene de instabilitate în domeniul plastic.** 18.3.3.4.1. *Voalarea.* Fenomenul de voalare în domeniul plastic al unui element sau părți dintr-un element comprimat poate împiedica formarea unei articulații plastice și capacitatea ei de rotire în adevăratul sens al noțiunii. Rezistența critică în domeniul plastic este inferioară celei corespunzătoare domeniului elastic (vezi § 8.3.4.5). Suplețele limită sînt cuprinse în tabelul 18.2.

18.3.3.4.2. *Stabilitatea barelor încovoiate și a barelor încovoiate și comprimate (pierderea stabilității prin încovoiere-răsucire a grinzilor metalice dublu* T). Unele indicații privind dispunerea legăturilor la grinzi calculate ținînd seama de posibilitatea de dezvoltare a deformațiilor plastice sînt date la § 13.1. În cazul cînd se efectuează un calcul care admite formarea articulațiilor plastice, zonele în care acestea pot să apară se asigură prin legături corespunzătoare. Se dispun obligatoriu legături în secțiunile de moment maxim ($M = M_p$); în funcție de variația momentelor pe grindă (fig. 18.13) distanțele dintre legături sînt date de relațiile din tabelul 18.2.

Verificarea barelor comprimate și încovoiate se efectuează conform tabelului 18.2.

18.3.3.5. **Colțuri de cadru** [S1], [121]. La realizarea colțurilor de cadru se pun următoarele condiții : capacitate portantă satisfăcătoare, capacitate de rotire corespunzătoare, rigiditate generală pentru a asigura legătura dintre elemente și realizare economică.

18.3.3.5.1. *Colțuri drepte realizate la legătura unor elemente dublu T laminate sau sudate.* Se calculează în ipoteza simplificatoare că eforturile normale produse de momentul încovoietor și de forța axială sînt preluate de tălpi, iar cele produse de forța tăietoare sînt preluate de inimă (vezi și § 15.4.2). Se admite că forța de întindere din talpa exterioară întinsă se transmite la inimă prin eforturi de forfecare și că variația efortului unitar de întindere este liniară de la $\sigma_c$ la 0 (fig. 18.15). Din figură rezultă :

$$V \simeq \frac{M_p}{h_{is}} \leqslant T_p = h_{is} \cdot t_i \cdot 0{,}6\ \sigma_c. \tag{18.13}$$

Dacă această condiție nu este îndeplinită se întărește inima sau se introduce o diagonală a cărei secțiune $A_d$ se determină din condiția de preluare a diferenței de forță tăietoare pe care nu o poate prelua inima

$$\frac{M_p}{h_{is}} = h_i t_i \cdot 0{,}6\ \sigma_c + A_d \cdot \cos\theta \cdot \sigma_c. \tag{18.14}$$

Rezultatele experimentărilor pe noduri la care s-au respectat condițiile de asigurare împotriva fenomenelor de voalare au arătat o capacitate portantă și de rotire în domeniul plastic satisfăcătoare (fig. 18.16).

*Suplețe limită* (fig. 13.4)

Tălpi comprimate:

- S.U.A., Belgia: $\frac{b'}{t} \leqslant 8{,}5\sqrt{\frac{240}{\sigma_c}}$.
- R.S.R., U.R.S.S., Franța: $\frac{b'}{t} \leqslant 10\sqrt{\frac{240}{\sigma_c}}$.

Pentru inimile elementelor dublu T comprimate și încovoiate rezultă relațiile:

$$\frac{h_i}{t_i} \leqslant \left(70 - 100\,\frac{N}{N_p}\right)\sqrt{\frac{240}{\sigma_c}}, \text{ dacă } \frac{N}{N_p} \leqslant 0{,}27;$$

$$\frac{h_i}{t_i} \leqslant 43\sqrt{\frac{240}{\sigma_c}}, \qquad \text{dacă } \frac{N}{N_p} > 0{,}27,$$

care în cazul grinzilor supuse la încovoiere ($N = 0$) conduc la:

$$\frac{h_i}{t_i} \leqslant 70\sqrt{\frac{240}{\sigma_c}}.$$

*Distanța între legături la bare încovoiate* [S1], [S16]

$$l_1 \leqslant \left(60 - 40\,\frac{M}{M_p}\right) i_y \sqrt{\frac{240}{\sigma_c}} \text{ dacă: } -1 \leqslant \frac{M}{M_p} \leqslant 0{,}625; \tag{18.1}$$

$$l_1 \leqslant 35\, i_y \sqrt{\frac{240}{\sigma_c}} \text{ dacă: } M/M_p > 0{,}625, \tag{18.2}$$

unde $i_y$ este raza de girație a întregii secțiuni în raport cu axa principală cuprinsă în planul inimii grinzii; $M$ este momentul la capătul opus celui în care se produce plastificarea ($M \leqslant M_p$); $M_p$ — momentul plastic ($M_p = W_p\sigma_c = kW\sigma_c$); $\sigma_c$ — limita de curgere a oțelului din talpa grinzii.

Raportul $M/M_p$ variază de la $-1$ la $+1$.

*Verificarea barelor comprimate și încovoiate* se efectuează:

— în planul de acțiune al momentului cu relațiile:

$$\frac{N}{N_{cr}} + \frac{c_M M}{\left(1 - \frac{N}{N_E}\right) M_p} \leqslant 1; \tag{18.3}$$

$$\frac{N}{N_p} + \frac{M}{1{,}18\, M_p} \leqslant 1; \quad M \leqslant M_p; \tag{18.4}$$

— în plan normal pe planul de acțiune al momentului (flambaj prin încovoiere-răsucire) cu relațiile:

$$\frac{N}{N_{cr}} + \frac{c_M M}{\left(1 - \frac{N}{N_E}\right) M_{pa}} \leqslant 1; \quad M \leqslant M_p, \tag{18.5}$$

în care $M$ este momentul maxim pe bară, $N$ — forța axială, $c_M$ — coeficientul de corecție stabilit la capitolul 8 (tab. 8.18 și fig. 8.97)





$N_E = \frac{\pi^2 E I_x}{(\mu_x l)^2}$, $M_p = W_y\sigma_c$, $N_p = A\sigma_c$, $N_{cr}$ din relația (18.3) se ia egal cu $\varphi_x A\sigma_c$, iar în relația (18.5) cu $\varphi_y A\sigma_c$.

Pentru valoarea $M_{cr}$ normele din S.U.A., A.I.S.C. [S1] admit valoarea:

$$M_{cr} = \left[1{,}07 - \frac{\frac{l}{i_y}\sqrt{\sigma_c}}{8\,160}\right] M_p \leqslant M_p. \tag{18.6}$$

în care $\sigma_c$ se exprimă în N/mm².

În normele belgiene N.B.N. [S16] expresiile de mai sus sînt puse sub o formă mai concentrată; Astfel relațiile (18.4) devin:

$$\frac{M}{M_p} \leqslant 1{,}18 - 1{,}18\,\frac{N}{N_p}; \quad \frac{M}{M_p} \leqslant 1, \tag{18.7}$$

iar formulele (18.3) și (18.5) capătă expresia:

$$\frac{N}{\varphi_{min} A\,\sigma_c} + \frac{c_M M}{\varphi_x M_p\left(1 - \frac{N}{N_E}\right)} \leqslant 1 \tag{18.8}$$

$$\frac{M}{M_p} \leqslant \frac{\varphi_x}{c_M}\left(1 - \frac{N}{\varphi_{min} A\,\sigma_c}\right)\left(1 - \frac{N}{N_E}\right) \leqslant 1 \tag{18.9}$$

în care $\varphi_{min}$ corespunde curbelor de flambaj N.B.N și C.E.C.M. (tab. 8.6a, 8.6b, 8.8, 8.9a), iar $\varphi_x$ se determină conform celor arătate la §8.3.5.2.

*Elementele de legătură* trebuie să fie suficient de rigide pentru a-și îndeplini funcția de rigidizare necesitînd satisfacerea condițiilor [S16]:

$$\frac{I_r}{l} \geqslant [0{,}19\,\frac{l}{b}\,\frac{A}{A_r}; \quad \frac{I_r}{h_r} \leqslant \frac{b^2 tE}{3\sigma_c A_r h}; \tag{18.10}$$

în care: $A$, $b$, $l$ și $h$ sînt caracteristicile secțiunii care se rigidizează (fig. 18.14); $l_r$ și $h_r$ — lungimea, respectiv înălțimea barei de legătură; $I$ — cea mai mare din valorile deschiderilor $l_1$ sau $l_2$; $A_r = \frac{0{,}22 l b^3}{l_1 + l_2}$, reprezintă secțiunea minimă a elementului de rigidizare necesar pentru a prelua efortul axial corespunzător împiedicării fenomenului de instabilitate. În plus, elementele de legătură de la talpa comprimată trebuie să poată prelua 2% din efortul de compresiune din această talpă ($C_t \geqslant 0{,}02 A_t \cdot M/W_x$).

18.3.3.5.2. *Colțurile de cadru cu racordare dreaptă sau curbă.* Sînt mai estetice, mai economice și mai rigide. Încercările au arătat că aceste colțuri dimensionate elastic au o capacitate portantă suficientă, dar nu prezintă întotdeauna o capacitate de rotire corespunzătoare.

Calculul în domeniul plastic al colțurilor cu racordare dreaptă (vute) trebuie să țină seama de: asigurarea la solicitarea de încovoiere pe porțiunea vutei; asigurarea împotriva fenomenului de voalare sau instabilitate laterală a tălpii comprimate; transmiterea forțelor din tălpi și a forfecării din inimă.

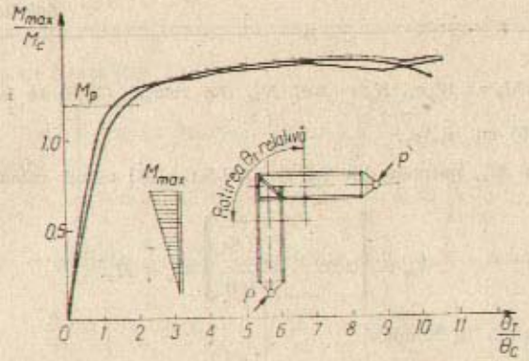



Fig. 18.16. Încercări pe colțuri de cadre drepte.

Se admit următoarele ipoteze: planeitatea secțiunilor (Hooke); echilibrul eforturilor; o relație liniară a momentului pe lungimea nodului. Se neglijează influența forței axiale și a forței tăietoare în condițiile amintite anterior.

În figura 18.17 se prezintă un colț cu racordare dreaptă și cu solicitările respective. Capacitatea portantă a colțului trebule să corespundă momentului în orice secțiune de pe lungimea acestuia:

$$M_{p,x} = \sigma_c \cdot W_{p,x}. \tag{18.15}$$

Repartizarea eforturilor unitare în diferite secțiuri este arătată în figura 18.17, iar poziția axei neutre se determină din relația de echilibru

$$\sigma_c(bt' + ct_i) = \sigma_c bt' \cos\beta + \sigma_c(h_x - c)t_i; \tag{18.16}$$

$$c = \frac{h_x}{2} - \frac{bt'}{2t_i}(1 - \cos\beta). \tag{18.17}$$

Se poate introduce o simplificare dacă se ține seama că luînd un unghi corespunzător $\beta$, factorul $1/\cos\beta$ readuce simetria secțiunii și dă $c = \frac{h_x}{2}$; ca atare modulul de rezistență plastic devine:

$$W_{p,x} = bt'(h_x - t') + \frac{t_i}{4}(h_x - 2t')^2. \tag{18.18}$$

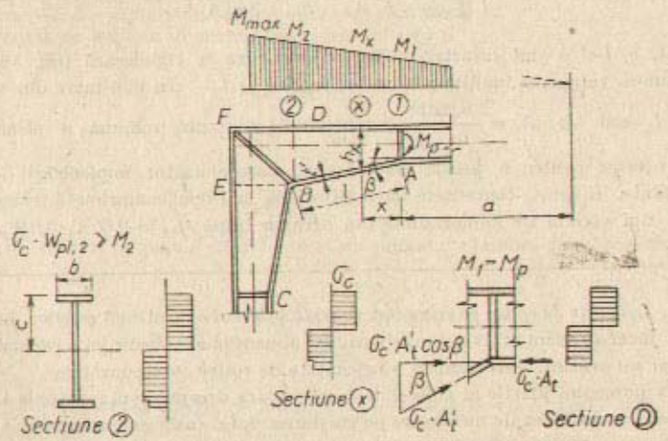



Fig. 18.17. Forțele și eforturile care acționează pe colțuri de cadre cu vute.



Grosimea $t_i$ se ia cel puțin egală cu cea a barelor adiacente (cu condiția satisfacerii verificării la voalare în domeniul plastic); grosimea tălpii $t'$ se obține din relațiile (18.15) și (18.18). Pentru înclinarea tălpii se poate ține seama și de $1/\cos\beta$, dar aceasta poate fi neglijată pentru cazurile curente cînd $\beta \leq 20°$. De regulă dacă $\beta > 12°$ creșterea capacității portante este mai mare decît creșterea momentului încovoietor și articulația plastică apare în zona de racordare a colțului cu partea de riglă de secțiune constantă.

Talpa interioară comprimată trebuie asigurată împotriva pierderii stabilității laterale; se consideră că talpa este uniform comprimată, în domeniul plastic deformațiile specifice corespunzînd începutului domeniului de autoconsolidare și se asimilează cu o bară cu legături elastice la extremități ($l_f = 0{,}8\ l$).

Aplicînd teoria modulului tangent și considerînd că la începutul domeniului de autoconsolidare $E' = 5{,}6 \cdot 10^3$ N/mm² se poate scrie:

$$\left(\frac{0{,}8\ l_1}{i_i}\right)^2 = \frac{\pi^2 E'}{\sigma_c}; \quad i_i \simeq 0{,}29\ b = \frac{b}{\sqrt{12}}; \tag{18.19}$$

$$l_1 = \frac{b\pi}{0{,}8}\sqrt{\frac{5{,}6 \cdot 10^3}{12\,\sigma_c}} \simeq \frac{85\ b}{\sqrt{\sigma_c}}. \tag{18.20}$$

Pentru oțelul OL 37 se obține $l_1 = 5{,}5\ b$, iar pentru OL 52 $l_1 = 4{,}5\ b$.

Dacă nu se poate realiza legătura la această distanță este necesar să se reducă solicitarea în talpă fie prin lățirea tălpii (care mărește concomitent și raza de girație), fie prin mărirea grosimii tălpii, surplusul de grosime rezultînd din relația:

$$\Delta t = 0{,}1\left(\frac{l}{b} - 6\right). \tag{18.21}$$

în care $l_1$ este distanța între legături, iar $l$ — lungimea tălpii comprimate.

Calculul s-a făcut în ipoteza că întreaga talpă este plastificată, ceea ce se întîmplă dacă $\beta \simeq 12°$. Dacă $\beta > 12°$ zona plastificată se reduce și lungimea maximă $l_1$ este dată de relația

$$l_1 = \left(60 - 40\frac{M}{M_p}\right) i_i \sqrt{\frac{240}{\sigma_c}}; \quad i_i \simeq 0{,}29b \tag{18.22}$$

sau în funcție de $\sigma_{ef}$ și $\sigma_c$

$$l_1 \simeq \left(17{,}5 - \frac{11{,}5\sigma_{ef}}{\sigma_c}\right) b \sqrt{\frac{240}{\sigma_c}}; \quad \sigma_{ef} < \sigma_c. \tag{18.23}$$

Dacă $\sigma_{ef}$ calculat cu relația $M_x/W_x$ ($W_x$ modulul de rezistență elastic) este inferior valorii $\sigma_c$ pe toată lungimea vutei, verificarea stabilității tălpii se face după regulile calculului elastic.

Efortul în nervura de rigidizare se calculează conform § 15.4.2. Pentru situația cea mai defavorabilă aria nervurii de rigidizare rezultă maximum 0,75 din aria tălpii interioare.

18.3.3.5.3. *Colțurile cu racordare curbă.* Principiile de alcătuire și calcul rămîn principial aceleași ca ale colțului cu racordare dreaptă. În figura 18.18 este prezentată alcătuirea și starea de solicitare a unui astfel de element.

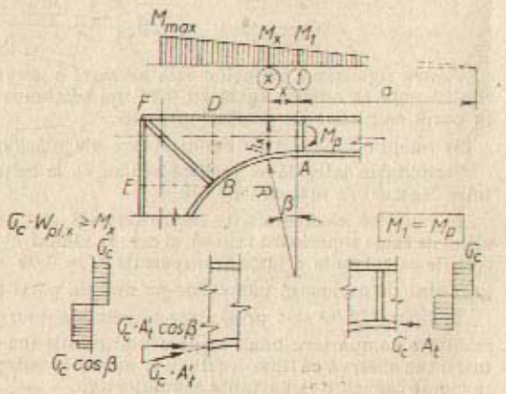



Fig. 18.18. Forțele și eforturile care acționează pe colțuri de cadre curbe.

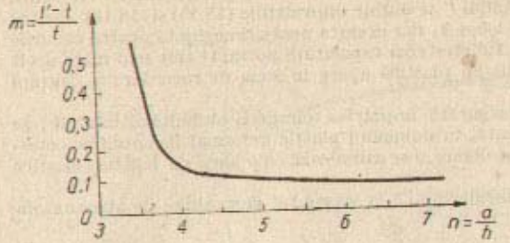



Fig. 18.19. Efectul gradientului de moment asupra grosimii tălpii.

Considerînd grosimea tălpii interioare majorată cu $1/\cos\beta$, calculul se simplifică. Momentul plastic în secțiunea cea mai solicitată este

$$M_{pz} = \sigma_z \cdot W_{pz}, \tag{18.24}$$

în care $W_{pz} = bt_z(h_z - t_z) + \frac{t_i}{4}(h_z - 2t_z)^2$, iar $h_z = h + R(1 - \cos\beta)$

de unde rezultă :

$$t = \frac{h_z - \sqrt{h_z^2 \frac{b}{b - t_i} - \frac{4M_{pz}}{\sigma_z(b - t_i)}}}{2}. \tag{18.25}$$

De obicei talpa are aceeași lățime ca elementul liniar alăturat. Din variația momentului și modulului plastic se demonstrează că secțiunea critică este cea pentru care $\beta \simeq 12°$ valabilă pentru multe cazuri practice. Pentru determinarea grosimii tălpii colțului de cadru $t'$ se poate folosi relația :

$$t_z = t' = (1 + m)t, \tag{18.26}$$

în care $m$ se ia din figura 18.19, $a$ — din figura 18.18, iar $t$ și $h$ — grosimea tălpii riglei cadrului, respectiv înălțimea totală a acesteia.

La colțurile cu racordare curbă este necesar să se verifice și încărcarea transversală a tălpii interioare sub acțiunea rezultantei eforturilor de compresiune (v. cap. 15 și fig. 18.20).

Ținînd seama că $W_{pz} = 1 \cdot \frac{t^2}{4}$ se obține

$$\sigma_c \frac{t^2}{4} = \sigma_z \frac{t}{R} \cdot \frac{b^2}{8}$$

și respectiv

$$\frac{b^2}{2Rt} \leqslant 1 \quad [\text{sau} \quad \frac{b}{t} \leqslant \frac{2R}{b}] \tag{18.27}$$

Pentru rigidizarea colțurilor este necesară o nervură diagonală a cărei secțiune ca și la colțurile cu vute se adoptă egală cu 0,75 din secțiunea tălpii interioare, precum și nervuri scurte în cazul colțurilor de dimensiuni mari.

[Se adoptă supleţele corespunzătoare ale plăcilor în vederea asigurării împotriva voalării.

Stabilitatea laterală se verifică similar ca la colțurile cu racordare dreaptă, dar lungimea $l_z$ între legături se măsoară pe arc.

În practică elementele de fixare laterală sînt constituite din nervuri de rigidizare care se prind de talpa superioară întinsă, și care la rîndul ei este legată de pane. Rigidizările (fig. 18.21) trebuie calculate la o forță transversală $H = 0{,}02\ A_i \cdot \sigma_z$ ($A_i$ — aria tălpii comprimate). Se pot prevedea de asemenea contrafișe pe ambele părți sau pe o parte (v. fig. 23.5).

În figura 18.22 sînt prezentate rezultatele unor experimentări efectuate în S.U.A. din care rezultă o comportare bună în domeniul plastic (cu păstrarea momentului plastic la deformații mari) ; se observă că lipsa legăturii la unul din cadre (colțul de cadru 1 nu este legat în A) a micșorat capacitatea portantă semnificativ.



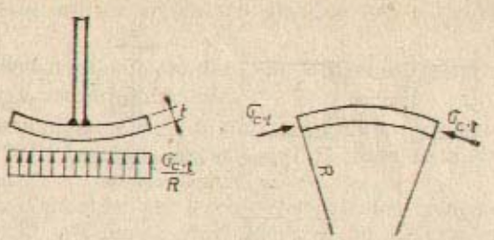



Fig. 18.20. Solicitarea tălpii interioare a colțurilor cu racordare curbă.

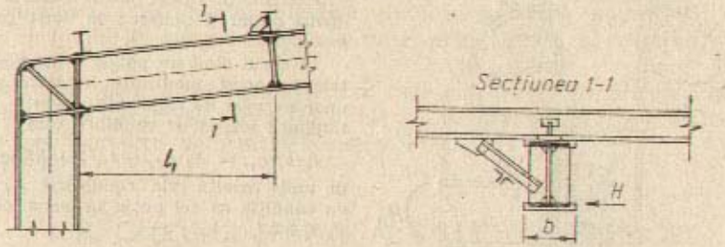



Fig. 18.21. Fixarea tălpii comprimate la cadre.

18.3.3.6. **Cadre etajate.** Normele din diferite țări nu admit aplicarea calculului în domeniul plastic decît la cadrele cu contravîntuiri verticale ; în acest mod se evită influența defavorabilă pe care o au plastificările asupra fenomenelor de instabilitate care apar la stîlpii supuși la încovoiere și compresiune, în special atunci cînd apar deplasări transversale importante ale acestora. Prescripțiile de calcul se prezintă în cap. 18 din [42].

Comportarea nodurilor cadrelor etajate în cazul cînd nu sînt prevăzute rigidizări este arătată în figura 18.23. Eforturile din tălpi se consideră a fi preluate de inimă, transmiterea eforturilor realizîndu-se cu înclinarea 1 : 2,5 și de tălpile stîlpului prin încovoiere în domeniul plastic. Rezultă :

$$A_i \cdot \sigma_{zg} = l_g \cdot m \cdot \sigma_{cs} + c_i \cdot t_i^2 \cdot \sigma_{cs}. \tag{18.28}$$

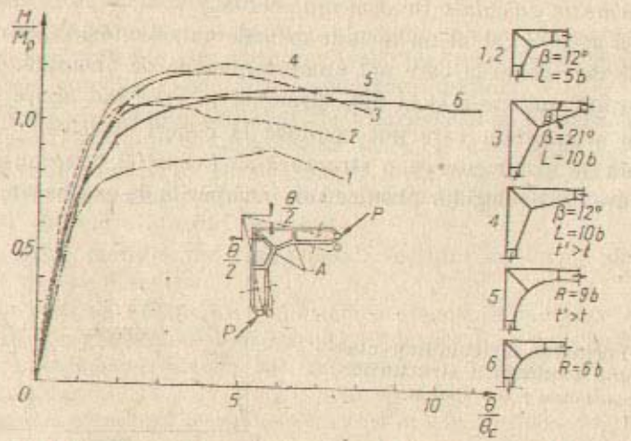



Fig. 18.22. Încercări pe diferite tipuri de colțuri de cadru.

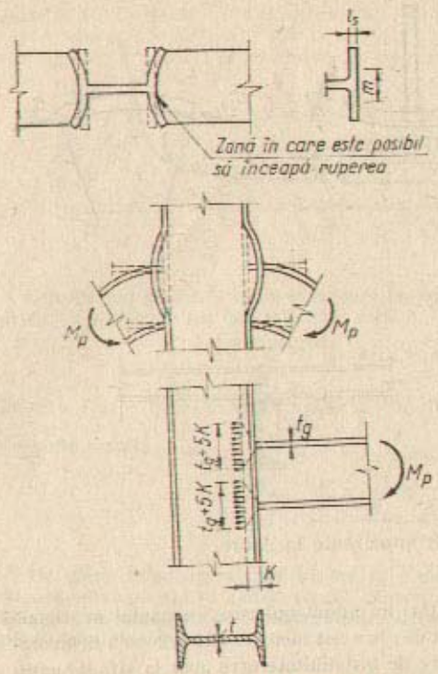



Fig. 18.23. Legătura dintre grindă și stîlp în calculul plastic; încovoierea tălpilor stîlpului.

Coeficientul $c_1$, determinat pe baza teoriei liniilor de plastificare are valoarea $c_1 = \frac{\sigma_{cg}}{\sigma_{cr}}$.

Pentru profilele laminate cu tălpi late folosite în alte țări pentru grosimea inimii stîlpului rezultă:

în zona comprimată: $t_s \geq \frac{c_1 \cdot A_t}{t_g + 5K}$; (18.29)

iar pentru talpă:

în zona întinsă: $t_s \geq 0{,}4\sqrt{c_1 \cdot A_t}$. (18.30)

Relațiile de calcul pot fi extinse și la elemente dublu T sudate; în acest caz $K = t_s$, $m = t_{is}$.

În cazul cînd nu pot fi transmise momentele în acest mod este necesară prevederea unor nervuri de rigidizare așezate în dreptul tălpilor; relația de echilibru este:

$$t_r \cdot b_r \cdot \sigma_{cr} = A_t \cdot \sigma_{cg} - t_s(t_g + 5K)\sigma_{cs}, \quad (18.31)$$

de unde rezultă aria rigidizării $A_r = t_r \cdot b_r$ și cu condiția ca cel puțin în zona comprimată $b_r \leq 8{,}5\, t_r$.

18.3.3.7. **Domenii de aplicare ale calculului care admite dezvoltarea deformațiilor plastice.** Dezvoltarea deformațiilor plastice se poate admite la proiectarea structurilor metalice cu secțiuni în dublu T sau cheson. Calculul în stadiul de cedare plastică apare rațional la proiectarea elementelor din profile laminate la care suplețele inimilor sînt mici încadrîndu-se în cele impuse de voalarea în domeniul plastic. În cazul grinzilor sudate apare mai rațională realizarea unor elemente cu inimi foarte suple calculate în domeniul elastic. De altfel *calculul plastic a rezultat din necesitatea de a realiza structuri din profile dublu T laminate (care în alte țări se execută cu înălțimi pînă la un metru) fără a fi necesare consolidări și variații de secțiune care să urmărească diagramele de momente calculate în domeniul elastic.*

Aplicarea acestui calcul nu include grinzile cu solicitări repetate (de exemplu grinzile de rulare) la care pot apare fenomene de oboseală. De asemenea trebuie evitată aplicarea și la alte elemente la care pot apare fenomene de plastificare alternantă, care pot conduce la ruperi efective.

De regulă se urmărește ca o structură să fie astfel concepută încît să se evite formarea articulațiilor plastice sub încărcările de exploatare (fig. 18.24).

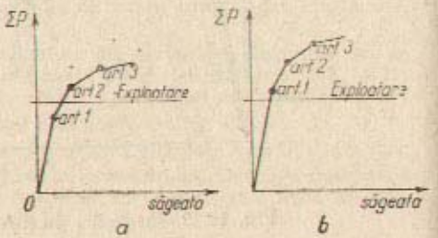



Fig. 18.24. Formarea articulațiilor plastice în timpul exploatării structurilor: a — neindicat; b — indicat.



În felul acesta deformațiile structurii sînt reduse. De asemenea este indicat să se evite apariția concomitentă a mai multor articulații plastice într-o structură.

La alcătuirea elementelor și structurilor calculate în domeniul plastic trebuie avută în vedere respectarea anumitor reguli:

— evitarea formării articulațiilor plastice pe lungimi mari de pe deschiderea barelor deoarece conduce la deformații excesive și la fenomene de voalare premature;

— evitarea formării de articulații plastice pe deschiderea barelor comprimate și încovoiate, deoarece se pot produce cedări efective cu deformări plastice importante antrenînd distrugerea structurii în ansamblul ei;

— realizarea articulațiilor plastice efective în afara nodurilor; se recomandă ca nodurile propriu-zise alcătuite prin sudare să rămînă solicitate în domeniul elastic;

— evitarea rezolvărilor constructive care conduc la fragilizarea metalului și respectiv la limitarea capacității lui de deformare plastică în zonele în care se pot dezvolta deformații plastice efective.

## 18.4. CALCULUL SPAȚIAL AL STRUCTURII HALELOR*

### 18.4.1. COMPORTAREA SPAȚIALĂ A HALELOR INDUSTRIALE CU STRUCTURĂ METALICĂ

Halele metalice industriale au o structură spațială alcătuită din elemente plane, dispuse și legate între ele în diferite moduri.

Această structură rezultă, în principiu, din asamblarea a trei categorii de elemente plane, necesare, dispuse ortogonal între ele: cadre (în plan vertical transversal), șiruri de stîlpi și portale (în plan vertical longitudinal), contravîntuiri longitudinale și transversale la nivelul acoperișului, grinzi de frînare la nivelul căilor de rulare ale podurilor rulante, precum și alte grinzi orizontale la alte niveluri (în plan orizontal).

Datorită legăturilor existente dintre ele, unele elemente pot lua o parte din valoarea forțelor care acționează asupra unor elemente plane și o pot trece asupra altor elemente plane.

Această participare a mai multor elemente plane, de aceeași categorie sau de categorii diferite, la preluarea unei încărcări aplicate unui element plan oarecare, constituie efectul de conlucrare spațială.

În interpretarea comportării spațiale a structurii se ține seama de faptul că în realitate cadrele structurii, legate între ele prin diferite alte elemente plane, sînt împiedicate să se deformeze independent și astfel, încărcările aferente unui cadru sînt preluate și de alte cadre prin conlucrarea cadrului încărcat cu cadrele alăturate acestuia.

Barele halelor metalice au, în general, secțiuni de formă deschisă, cu o slabă rigiditate la răsucire.

În aceste condiții conlucrarea spațială a structurii metalice a halelor industriale este, în general, o conlucrare la deplasare și se manifestă cînd există tendințe de deplasare diferite ale cadrelor.

* La întocmirea prezentului subcapitol a colaborat dr. ing. H. Köber din IPROLAM.

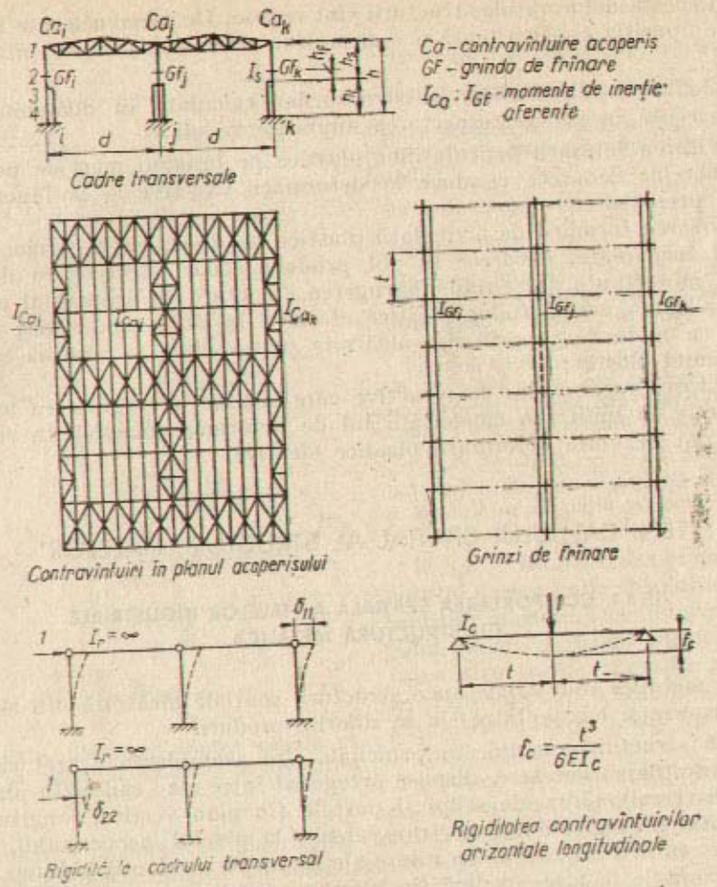



Fig. 18.25. Scheme pentru determinarea gradului de conlucrare spațială

Se disting, în general, următoarele moduri de conlucrare spațială : conlucrarea cadrelor transversale, a cadrelor longitudinale, a riglelor (fermelor) cadrelor transversale.

Forma de conlucrare caracteristică pentru halele industriale cu structură metalică este conlucrarea cadrelor transversale, legate între ele prin contravîntuirile orizontale din planul acoperișului, prin grinzile de frînare sau prin alte grinzi orizontale.

Efectul de conlucrare spațială depinde de alcătuirea structurii, natura încărcărilor și de gradul de conlucrare spațială.

Gradul de conlucrare spațială este caracterizat prin rigiditatea relativă a unui element longitudinal și a cadrului transversal și este definit de raportul [72] :

$$\alpha_i = r_{c,i}/r_i \tag{18.32}$$

în care : $r_i$ este rigiditatea la deplasare a cadrelor transversale, iar $r_{c,i}$ — rigiditatea la deplasare a barelor orizontale longitudinale prin intermediul cărora se realizează conlucrarea (fig. 18.25).



Rigiditatea la deplasare $r_i$ a cadrului transversal, la nivelul de conlucrare $i$, este egală cu forța care, aplicată la acest nivel produce aici o deplasare unitară $\delta_{ii}$ și este dată de relația :

$$r_i = 1/\delta_{ii}. \tag{18.33}$$

Rigiditatea la deplasare a grinzilor longitudinale se determină fie pe schema unei grinzi simplu rezemate avînd deschiderea egală cu dublul travеei, fie pe schema unei console, avînd lungimea egală cu traveea și se definește prin :

$$r_c = 1/2f_c = 1/f'_c = t^3/3EI_c. \tag{18.34}$$

Înlocuind în relația (18.32) valorile rigidităților cadrului transversal și ale grinzilor longitudinale calculate cu relațiile (18.33) și (18.34) rezultă :

$$\alpha_i = \delta_{ii}\frac{3EI_c}{t^3}. \tag{18.35}$$

Pentru ca efectul de conlucrare prin deplasarea cadrelor să se producă este necesar ca încărcarea să fie astfel încît cadrele să se deplaseze lateral, tendința de deplasare fiind diferită de la un cadru la altul, iar elementele orizontale de rigidizare să fie realizate ca grinzi continue și suficient de rigide în plan orizontal, pentru a putea influența tendința de deplasare laterală a cadrelor.

Aceste două condiții se realizează la majoritatea structurilor halelor industriale dotate cu poduri rulante. Datorită mișcării podurilor rulante, fiecare cadru este la un moment dat încărcat mai mult decît cadrele vecine, cu forțe care tind să producă deplasarea laterală a cadrului. Datorită conlucrării spațiale, aceste încărcări pot fi luate de mai multe cadre transversale, ceea ce aduce avantaje atît la dimensionarea cadrelor, cît și la asigurarea condițiilor de deformație impuse acestora.

În cazul halelor cu poduri rulante, grinzile de frînare constituie legături continue puternice cu rigidități în plan orizontal comparabile cu cele ale contravîntuirilor longitudinale din planul acoperișului.

Încărcările verticale și orizontale date de podurile rulante se aplică pe structură în zona în care sînt amplasate grinzile de frînare. Această situație face ca efectul grinzilor de frînare să aibă un rol mult mai important în distribuția solicitărilor și deformațiilor comparativ cu contravîntuirile acoperișului.

### 18.4.2. INFLUENȚA GRINZILOR LONGITUDINALE ÎN CONLUCRAREA SPAȚIALĂ

Pentru determinarea eforturilor în structură se izolează un grup de cadre transversale (bloc de calcul), de obicei cinci cadre. În prima etapă de calcul se determină forța de fixare $R_f$, iar în cea de-a doua etapă această forță de fixare este distribuită la toate cadrele transversale care alcătuiesc blocul.

Cadrul încărcat direct de forța $R_f$ se descarcă cu o forță egală cu suma forțelor transmise de contravîntuire la cadrele vecine $R' = \Sigma R_i$, astfel încît acest cadru este încărcat numai cu forța $R_f - R' = \mu R_f$ (fig. 18.26).

Coeficientul $\mu$, numit coeficientul conlucrării spațiale, reprezintă efectul conlucrării și depinde de gradul de conlucrare.

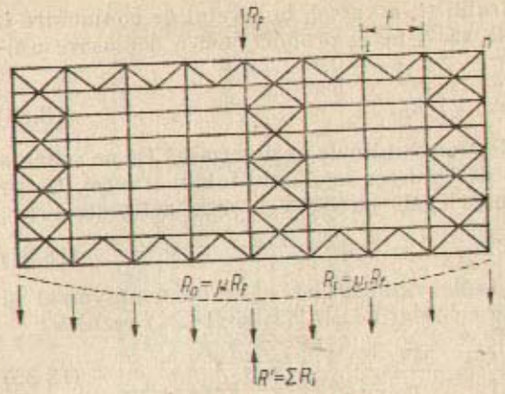



Fig. 18.26. Solicitarea cadrelor vecine din efectul de conlucrare

Metodele de calcul se referă la modul de distribuire a forței de fixare la toate cadrele transversale care conlucrează ; în rest se efectuează calculul pentru un cadru plan.

O interpretare calitativă a efectului de conlucrare la nivelul acoperișului și la nivelul grinzilor de frînare se poate obține utilizînd metoda deplasărilor (fig. 18.27).

În cazul conlucrării spațiale numai la nivelul acoperișului (fig. 18.27, *b*), etapa I de calcul este aceeași cu cea din calculul plan (fig. 18.27, *a*). Aceasta se explică prin faptul că, în faza de noduri fixe, conlucrarea nu acționează din cauza lipsei de rigiditate la răsucire a barelor, rotirile nodurilor unui cadru fiind practic independente de rotirile nodurilor cadrelor vecine, iar nodurile cadrului nu se deplasează. În etapa a II-a de calcul, cadrul este încărcat la nivelul riglei cu forța de fixare $R_f$, determinată în prima etapă și în același timp este reținut la acest nivel de reacțiunea de tip $R_n$, egală cu suma forțelor transmise de elementele orizontale longitudinale la cadrele vecine.

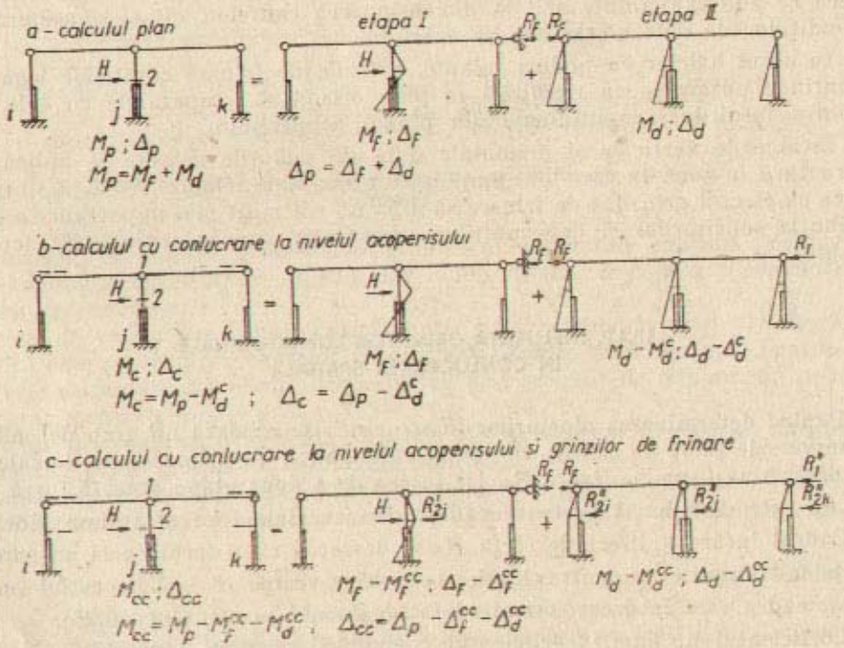



Fig. 18.27. Interpretarea calitativă a efectului conlucrării spațiale.



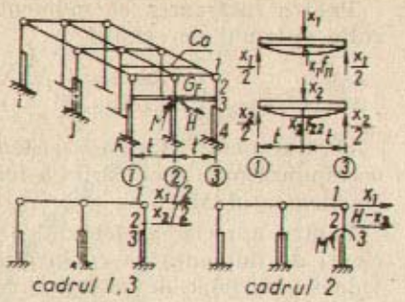



Fig. 18.28. Schema de calcul pentru forțele de interacțiune care apar la legăturile dintre cadrele transversale și legăturile orizontale (contravîntuirea longitudinală și grinda de frînare)

În cazul conlucrării spațiale la nivelul acoperișului și al grinzilor de frînare conlucrarea se manifestă și în etapa I, la nivelul grinzii de frînare încărcate, cadrul fiind reținut de reacțiunea de tip $R_n'$. În etapa a II-a de calcul, cadrul este încărcat atît de forța de fixare $R_f$, cît și de forțele de reținere $R_n'$ (fig. 18.27, *c*).

S-au notat cu $M_p$, $\Delta_p$, $M_c$, $\Delta_c$ și $M_{cc}$, $\Delta_{cc}$ momentele și deplasările finale corespunzătoare unui calcul plan, unui calcul de conlucrare spațial la nivelul acoperișului și unui calcul de conlucrare spațial la nivelul acoperișului și al grinzilor de frînare.

Efectul conlucrării spațiale a cadrelor transversale constă în faptul că forța $H$ este preluată de cadrele în conlucrare, la care se transmite prin intermediul forțelor de interacțiune $R_n^i$.

Forțele $R_n^i$ se distribuie cadrelor transversale în conlucrare, în funcție de gradul de conlucrare $\alpha_1$ la nivelul acoperișului și $\alpha_2$ la nivelul grinzilor de frînare, de poziția cadrului încărcat în ansamblul structurii.

Forțele de interacțiune, ce apar în legăturile dintre cadrele transversale și legăturile orizontale, se pot determina utilizînd metoda eforturilor (fig. 18.28).

Se folosește un sistem de bază static nedeterminat, considerînd cadrele transversale ca sisteme static cunoscute, ceea ce reduce numărul necunoscutelor. Pentru a pune în evidență aportul celor două legături longitudinale, forțele de interacțiune $X_1$ la nivelul acoperișului și $X_2$ la nivelul grinzii de frînare se determină simplificat pentru un bloc elementar spațial, alcătuit din trei cadre transversale, legate prin contravîntuirile longitudinale din acoperiș și grinda de frînare direct încărcată. Grinzile longitudinale, simplu rezemate pe cadrele marginale *1* și *3*, sînt încărcate în dreptul cadrului *2* cu forțele de interacțiune $X_1$ și $X_2$. Cadrele marginale *1* și *3* sînt încărcate cu reacțiunile grinzilor longitudinale $X_1/2$ și $X_2/2$, iar cadrul central cu forțele și momentele exterioare și forțele de interacțiune $X_1$ și $X_2$.

Se notează cu $f_{11}$ și $f_{22}$ deplasările produse la mijlocul grinzilor $C_a$ și $G_f$ de o forță transversală unitară aplicată la mijlocul lor.

Punînd condiția ca în punctele de conexiune de la diferite niveluri suma deplasărilor cadrelor și elementelor longitudinale să fie egală cu zero rezultă sistemul ecuațiilor de compatibilitate a deplasărilor pentru încărcarea cu forța $H$ :

$$\begin{cases} (1{,}5\cdot\delta_{11} + f_{11})X_1^H + 1{,}5\cdot\delta_{12}\cdot X_2^H = \delta_{12}\cdot H \\ 1{,}5\cdot\delta_{12}\cdot X_1^H + (1{,}5\cdot\delta_{22} + f_{22})X_2^H = \delta_{22}\cdot H. \end{cases} \qquad (18.36)$$

Pentru încărcarea cu moment concentrat la nivelul consolei stîlpului rezultă sistemul de ecuații:

$$\begin{cases} (1{,}5\cdot\delta_{11}+f_{11})X_1^M+1{,}5\cdot\delta_{12}\cdot X_2^M=M\cdot\delta_{13}^M \\ 1{,}5\cdot\delta_{12}\cdot X_1^M+(1{,}5\cdot\delta_{22}+f_{22})X_2^M=M\cdot\delta_{23}^M. \end{cases} \quad (18.37)$$

Prin rezolvarea acestor sisteme rezultă forțele de interacțiune $X_1^H$, $X_2^H$ corespunzătoare încărcării cu forța $H$ și $X_1^M$, $X_2^M$ corespunzătoare încărcării cu momentul $M$.

Pentru aprecierea efectului de conlucrare se introduce noțiunea de coeficienți de influență în conlucrare, $\gamma_1 = X_1/R_f$ și $\gamma_2 = X_2/R_f$, care definesc valoarea forțelor de interacțiune pe cadrul central încărcat, în raport cu forța de fixare a cadrului la nivelul acoperișului.

Din sistemele de ecuații (18.36) și (18.37), ținînd seama că $\alpha_1 = \delta_{11}/2\cdot f_{11}$; $\alpha_2 = \delta_{22}/2\cdot f_{22}$; $a = \delta_{12}/\delta_{11}$; $b = \delta_{12}/\delta_{22}$; $c = \delta_{11}\cdot\delta_{23}^M/\delta_{22}\cdot\delta_{13}^M$, rezultă expresiile coeficienților de influență specifice încărcării $H$ și $M$:

$$\begin{cases} \gamma_1^H = 1/[2\alpha_2(1{,}5+1/2\alpha_1)(1{,}5+1/2\alpha_2)-2{,}25\ a\cdot b] \\ \gamma_2^H = [(1{,}5+1/2\alpha_1)/a-1{,}5b]/[1{,}5+1/2\alpha_1)\cdot(1{,}5+1/2\alpha_1)-2{,}25a\cdot b)] \end{cases} \quad (18.38)$$

$$\begin{cases} \gamma_1^M = [1{,}5+1/2\alpha_2-1{,}5a\cdot c]/[(1{,}5+1/2\alpha_1)(1{,}5+1/2\alpha_2)-2{,}25a\cdot b] \\ \gamma_2^M = [c(1{,}5+1/2\alpha_1)-1{,}5b]/[(1{,}5+1/2\alpha_1)(1{,}5+1/2\alpha_2)-2{,}25a\cdot b]. \end{cases} \quad (18.39)$$

În baza relațiilor (18.38) și (18.39) se pot trasa diagramele de influență în conlucrare a cadrelor transversale specifice conlucrării la nivelul acoperișului și al grinzii de frînare direct încărcate.

### 18.4.3. CONTRIBUȚIA CONTRAVÎNTUIRILOR LONGITUDINALE DIN ACOPERIȘ ȘI A GRINZILOR DE FRÎNARE LA REDISTRIBUIREA SPAȚIALĂ A SOLICITĂRILOR LOCALE DIN PODURI RULANTE

Coeficienții și diagramele de influență în conlucrare spațială permit efectuarea unei analize calitative a participării contravîntuirilor longitudinale din acoperiș și a grinzilor de frînare la conlucrarea spațială a cadrelor transversale.

Pentru exemplificare în figura 18.29 se trasează diagramele de influență pentru situația $n = I_s/I_i = 0{,}15$, $\lambda = h_s/h = 0{,}40$; $\eta_i = h_f/h = 0{,}10$ care corespunde unui stîlp marginal al unui cadru cu o deschidere sau unui stîlp central al unui cadru cu două deschideri.

Stîlpul considerat face parte dintr-un cadru transversal cu rigle de nivel, participarea lui la rigiditatea la deplasare a cadrului plan la nivelul riglei fiind $i = r_i/\Sigma r_i$.

În diagramele de influență, s-au notat curbele cu coeficienți $\alpha_{1,i}$, respectiv $\alpha_{2,i}$.

Curbele $\alpha_{2,i}$ reprezintă variația coeficientului de influență $\gamma_1^H$ la nivelul acoperișului, în funcție de gradul de conlucrare $\alpha_{1,i}$ realizat la acest nivel, atunci cînd la nivelul grinzii de frînare se realizează gradul de conlucrare $\alpha_{2,i}$.

Curbele $\alpha_{1,i}$ reprezintă variația coeficientului $\gamma_2^H$ la nivelul grinzii de frînare, în funcție de gradul de conlucrare $\alpha_{2,i}$ realizat la acest nivel, atunci cînd la nivelul acoperișului se realizează gradul de conlucrare $\alpha_{1,i}$.



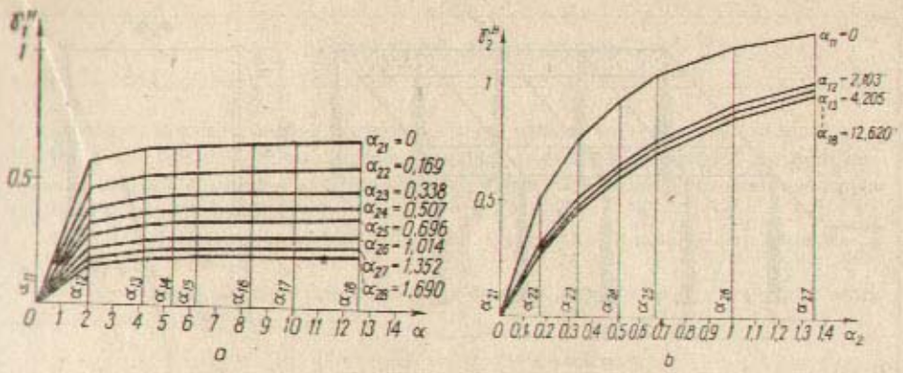



Fig. 18.29. Coeficienți și diagrame de influență în conlucrare spațială.

Din analiza diagramelor de influență de tip $\gamma_1^H$, prezentate în figura 18.29, *a* rezultă:

— Curbele de influență de tip $\gamma_1^H$ devin practic asimptotice la o paralelă la axa absciselor pentru valori ale gradului de conlucrare $\alpha_{1,i} > 2$; variații semnificative ale rigidității contravîntuirilor orizontale longitudinale din acoperiș conduc la variații practic nesemnificative ale coeficientului $\gamma_1^H$, deci la participarea lor la redistribuirea spațială a forței $H$, aplicată la nivelul grinzii de frînare.

— Ordonatele curbelor de influență descresc simțitor cu creșterea rigidității grinzilor de frînare.

Din analiza diagramelor de influență de tip $\gamma_2^H$, prezentate în figura 18.29, *b* rezultă:

— Curbele de influență de tip $\gamma_2^H$ sînt continuu ascendente în domeniul uzual întîlnit în practica de proiectare; variațiile rigidității grinzilor de frînare se reflectă direct în variații semnificative ale coeficientului de influență $\gamma_2^H$, ale participării lor la conlucrarea spațială a cadrelor transversale.

Ordonatele curbelor de influență variază într-o măsură redusă în raport cu variații importante ale rigidității contravîntuirilor din acoperiș.

Diagramele de influență în conlucrare reflectă aspectul fizic al fenomenului de conlucrare spațială.

Variația sensibilă a coeficienților de influență $\gamma_2^H$ în raport cu $\alpha_2$ și variațiile reduse ale coeficienților $\gamma_1^H$ în raport cu $\alpha_1$, caracterizează ponderea celor două nivelur de conlucrare în redistribuirea spațială a unor încărcări locale ce se aplică, în zona grinzilor de frînare.

Aportul în conlucrare al contravîntuirilor din acoperiș rămîne practic constant, dacă se realizează un grad de conlucrare la nivelul lor $\alpha_1 \geqslant 2$, prin mărirea rigidității la deplasare a acestora.

Acest mod de participare a celor două niveluri în conlucrare se datorește amplasării grinzilor de frînare în zona aplicării încărcărilor locale din poduri rulante și rigidității reduse a părților superioare ale stîlpilor prin intermediul cărora se transmit efectele din acțiunea podurilor rulante la nivelul acoperișului.

Diagramele de influență tip $\gamma_2^H$ sînt influențate într-o măsură redusă de variația rigidității contravîntuirilor din acoperiș. Aceasta reflectă faptul că, la nivelul grinzii de frînare, conlucrarea se manifestă și în situația în care structura este blocată la deplasare laterală la nivelul acoperișului.

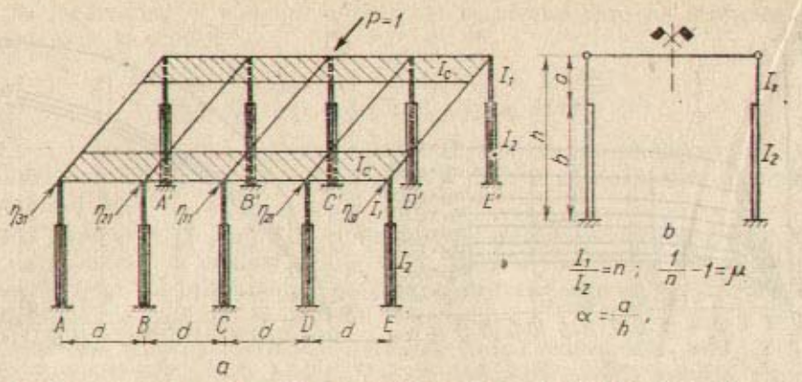



Fig. 18.30. Conlucrarea spațială a cinci cadre avînd stîlpi cu secțiune variabilă în trepte.

Elementele longitudinale de rigidizare participă practic în aceeași măsură la redistribuirea încărcărilor orizontale și momentelor din poduri rulante.

Creșterea înălțimii stîlpului duce la sporirea sensibilă a coeficienților de influență la nivelul grinzilor de frînare și la o reducere mai puțin accentuată la nivelul acoperișului.

Structuri spațiale complexe duc la sisteme de ecuații de condiție dezvoltate, dificil de rezolvat prin mijloace manuale de calcul. Proiectarea curentă a halelor pe baza unor calcule statice spațiale, luînd în considerație distribuția deseori neregulată a elementelor de rezistență pe ansamblul structurii, nu poate fi efectuată decît cu ajutorul unor mijloace automatizate.

În țara noastră se aplică programul de calcul HALCONS elaborat de institutele de proiectare IPROLAM și I.P.C.T. Acest program consideră conlucrarea a cinci cadre transversale consecutive legate longitudinal cu grinzi orizontale amplasate la niveluri diferite.

*Coeficienți ai liniilor de influență pentru contravînturi la nivelul acoperișului.* Pentru calcule de predimensionare se pot folosi coeficienții de influență ai reacțiunilor pentru cinci cadre conform figurii 18.30 și tabelului 18.3.

### 18.4.4. INFLUENȚA APROPIERII ÎNCĂRCĂRILOR DE MARGINEA HALEI

În cazul cînd podurile rulante se apropie de marginea sau rostul halei, trebuie luată în considerare și influența aplicării excentrice a solicitărilor rezultate din acțiunea lor.

Tendinței de răsucire, dată de o încărcare excentrică, se opun toate cadrele transversale, portalele amplasate în lungul șirurilor de stîlpi, datorită legăturilor din planul acoperișului și de la nivelul grinzilor de frînare.

Calculele efectuate pe diferite structuri au pus în evidență modul în care intervine în calcul excentricitatea forțelor:

— influența încărcărilor excentrice este importantă pentru cadrul marginal, valorile forțelor de interacțiune prezintă reduceri mari în raport cu cadrul central, iar cadrul marginal se apropie de o comportare plană la preluarea încărcărilor din poduri rulante;

— zona centrală de conlucrare se poate extinde și asupra cadrului alăturat celui marginal, iar cadrul marginal se poate considera plan, acționat de încărcările ce-i revin.





## COEFICIENȚI DE INFLUENȚĂ

Coeficienții sînt dați pentru variația secțiunii stîlpilor în trepte (fig. 18.30, *b*) și în funcție de un coeficient $c$, care depinde de suma momentelor de inerție a porțiunii inferioare a stîlpilor din același șir transversal, de suma momentelor de inerție a contravînturilor $\Sigma I_c$ și de raportul $d/h$.

Rigla este considerată cu rigiditate infinită. Pentru alte situații, se pot introduce corecții adecvate.

Pentru cele două cazuri de prindere a riglei de stîlpi, rigidă, respectiv articulată, expresiile lui $c$ sînt următoarele:

$$c_r = \frac{d^2}{h^2}\frac{k\Sigma I_2}{\Sigma I_c};\quad c_a = \frac{4d^2}{h^2}\frac{k_1\Sigma I_2}{\Sigma I_c}. \tag{18.1}$$

Prin coeficienții $k$ și $k_1$ se are în vedere transformarea momentelor de inerție variabile ale stîlpilor, într-un moment de inerție constant. Mărimile lor se determină din expresiile:

$$k = \frac{1+\mu\alpha}{(1+\mu\alpha^2)^2 + 4\mu\alpha(1-\alpha)^2};\quad k_1 = \frac{1}{1+\mu\alpha^3}. \tag{18.2}$$

Momentul de inerție al contravînturilor se calculează cu relația:

$$\Sigma I_c = \beta\Sigma(A_1 d_1^2 + A_2 d_2^2), \tag{18.3}$$

unde $A_1$ și $A_2$ sînt ariile secțiunilor tălpilor grinzii cu zăbrele a contravînturilor, $d_1$ și $d_2$ — distanțele de la centrul de greutate al fiecărei tălpi la centrul de greutate comun ambelor tălpi, iar $\beta$ — un coeficient care are în vedere elasticitatea zăbrelelor; în lipsa unui calcul exact se poate adopta $\beta = 0{,}75$.

Reacțiunea elastică corespunzătoare cadrului $C$ la o încărcare a cadrelor $B$, $C$ și $D$ cu forțele corespunzătoare $P_B$, $P_C$, $P_D$, are expresia:

$$V_C = P_C\eta_{11} + (P_B + P_D)\eta_{21}. \tag{18.4}$$

Notînd $P_A$, $P_B$, $P_C$ și $P_D$ reacțiunile la nivelul riglei în ipoteza cadrului cu noduri fixe, reacțiunea elastică corespunzătoare cadrelor $B$ și $D$ are mărimea:

$$V_B = P_B\eta_{11} + P_C\eta_{21} + P_D\eta_{31};$$

$$V_D = P_B\eta_{31} + P_C\eta_{21} + P_D\eta_{11}. \tag{18.5}$$

Reacțiunea elastică corespunzătoare cadrului $A$ sau $E$:

$$V_A = P_B\eta_{21} + P_C\eta_{31};$$

$$V_E = P_C\eta_{21} + P_D\eta_{11}. \tag{18.6}$$

Pentru un cadru $F$, reacțiunea elastică ar avea expresia $V_F = P_D\eta_{21}$.

Prin acțiunea unei forțe $P_C$ asupra cadrului $C$ reacțiunea elastică corespunzătoare contravîntuirii are mărimea:

$$R_c' = P_C(1-\eta_{11}) = P_C\eta; \tag{18.7}$$

care se consideră încărcare exterioară pentru contravîntuire.

Grinzile de rulare și de frînare continue măresc efectul conlucrării spațiale și este indicată luarea în considerare a acestui efect.

*Tabelul 18.3, b*

| $c$ | Cadre cu rigla încastrată în stîlpi $c_r = \frac{d^3}{h^3}\frac{k\sum I_z}{\sum I_c}$ | | | | Cadre cu rigla articulată în stîlpi $c_a = \frac{4d^3}{h^3}\frac{k_1\sum I_z}{\sum I_c}$ | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | $\eta_{11}$ | $\eta_{21}$ | $\eta_{21}$ | $\eta_i = 1 - \eta_{11}$ | $\eta_{11}$ | $\eta_{21}$ | $\eta_{21}$ | $\eta_i = 1 - \eta_{11}$ |
| 0,000 | 0,200 | 0,200 | 0,200 | 0,800 | 0,200 | 0,200 | 0,200 | 0,800 |
| 0,005 | 0,222 | 0,207 | 0,182 | 0,778 | 0,206 | 0,202 | 0,195 | 0,794 |
| 0,01 | 0,240 | 0,215 | 0,165 | 0,760 | 0,211 | 0,204 | 0,191 | 0,789 |
| 0,02 | 0,272 | 0,226 | 0,138 | 0,728 | 0,221 | 0,208 | 0,182 | 0,779 |
| 0,03 | 0,298 | 0,235 | 0,116 | 0,702 | 0,231 | 0,212 | 0,173 | 0,769 |
| 0,04 | 0,320 | 0,242 | 0,098 | 0,680 | 0,240 | 0,214 | 0,166 | 0,760 |
| 0,05 | 0,339 | 0,248 | 0,083 | 0,661 | 0,248 | 0,218 | 0,158 | 0,752 |
| 0,06 | 0,356 | 0,252 | 0,070 | 0,644 | 0,257 | 0,221 | 0,151 | 0,743 |
| 0,07 | 0,370 | 0,257 | 0,058 | 0,630 | 0,264 | 0,224 | 0,144 | 0,736 |
| 0,08 | 0,382 | 0,260 | 0,049 | 0,618 | 0,272 | 0,226 | 0,138 | 0,728 |
| 0,09 | 0,394 | 0,263 | 0,040 | 0,606 | 0,279 | 0,229 | 0,132 | 0,721 |
| 0,10 | 0,404 | 0,267 | 0,031 | 0,596 | 0,285 | 0,231 | 0,127 | 0,715 |
| 0,15 | 0,444 | 0,272 | 0,006 | 0,556 | 0,315 | 0,241 | 0,102 | 0,685 |
| 0,20 | 0,472 | 0,277 | −0,013 | 0,528 | 0,339 | 0,248 | 0,083 | 0,661 |
| 0,25 | 0,495 | 0,274 | −0,021 | 0,505 | 0,359 | 0,253 | 0,068 | 0,641 |
| 0,30 | 0,514 | 0,272 | −0,029 | 0,486 | 0,376 | 0,258 | 0,054 | 0,624 |
| 0,40 | 0,542 | 0,267 | −0,038 | 0,458 | 0,404 | 0,265 | 0,033 | 0,596 |
| 0,50 | 0,565 | 0,261 | −0,043 | 0,435 | 0,426 | 0,269 | 0,018 | 0,574 |
| 0,60 | 0,585 | 0,254 | −0,046 | 0,415 | 0,444 | 0,272 | 0,006 | 0,556 |
| 0,70 | 0,602 | 0,247 | −0,048 | 0,398 | 0,460 | 0,273 | −0,003 | 0,540 |
| 0,80 | 0,617 | 0,241 | −0,049 | 0,383 | 0,472 | 0,274 | −0,010 | 0,528 |
| 0,90 | 0,631 | 0,234 | −0,049 | 0,369 | 0,484 | 0,274 | −0,016 | 0,516 |
| 1,00 | 0,644 | 0,226 | −0,050 | 0,356 | 0,495 | 0,274 | −0,021 | 0,505 |



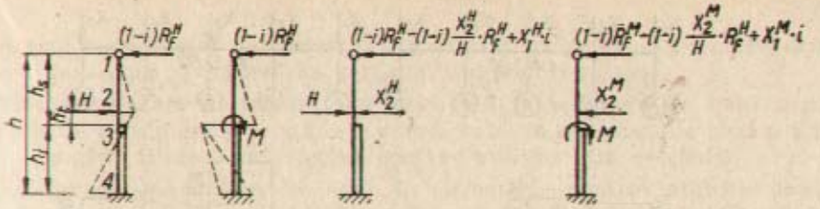



Fig. 18.31. Schema de separare a stîlpului halei din ansamblul structural spațial.

### 18.4.5. EFECTUL GRINZILOR DE FRÎNARE ȘI AL CONTRAVÎNTUIRILOR LONGITUDINALE DIN ACOPERIȘ ÎN REDISTRIBUIREA SPAȚIALĂ A SOLICITĂRILOR

Participarea grinzilor de frînare, respectiv a contravîntuirilor din acoperiș la redistribuirea spațială a solicitărilor, în situația în care se asigură condiții de conlucrare, se poate analiza calitativ utilizînd metoda separării stîlpului din ansamblul structural spațial (fig. 18.31).

Corecțiile momentelor încovoietoare rezultate dintr-un calcul de conlucrare spațială în raport cu un calcul plan, particularizate pentru încărcări unitare ($H = 1$ ; $M = 1$), au expresiile :

— pentru secțiunea de bază a părții superioare a stîlpului (*3*) ;

$$\begin{cases} D^H_{m3} = h\cdot\{X^H_2[\eta_i - (1-i)\cdot r^H_f\cdot\lambda] + X^H_1\cdot i\cdot\lambda\} \\ D^M_{m3} = h\ \{X^M_2[\eta_i - (1-i)\cdot r^H_f\cdot\lambda] + X^M_1\cdot\lambda\} \end{cases} \tag{18.40}$$

— pentru secțiunea de bază a stîlpului (*4*) :

$$\begin{cases} D^H_{m4} = h\{X^H_2[(1-\lambda+\eta_i) - (1-i)\cdot r^H_f] + X^H_1\cdot i\} \\ D^M_{m4} = h\{X^M_2[(1-\lambda+\eta_i) - (1-i)\cdot r^H_f] + X^M_1\cdot i\}. \end{cases} \tag{18.41}$$

În relațiile (18.40) și (18.41) primul termen reprezintă influența grinzii de frînare, iar al doilea influența contravîntuirilor din acoperiș.

În general conlucrarea spațială a cadrelor transversale conduce la sporirea momentelor încovoietoare la baza părții superioare ale stîlpului în raport cu un calcul plan.

Din analiza relațiilor (18.41) rezultă că efectul conlucrării la nivelul acoperișului și la nivelul grinzii de frînare duce la reducerea momentului încovoietor de la baza stîlpului rezultat dintr-un calcul plan pentru încărcările orizontale și verticale din acțiunea podurilor rulante.

### 18.4.6. INFLUENȚA CONLUCRĂRII SPAȚIALE ASUPRA ELEMENTELOR LONGITUDINALE DE RIGIDIZARE

Pentru elementele longitudinale de rigidizare, conlucrarea spațială a cadrelor transversale conduce la creșterea solicitărilor corespunzătoare unui calcul plan (fig. 18.32).

Contravîntuirile longitudinale din acoperiș sînt alcătuite din două pane curente, solidarizate cu zăbrele (fig. 18.33).

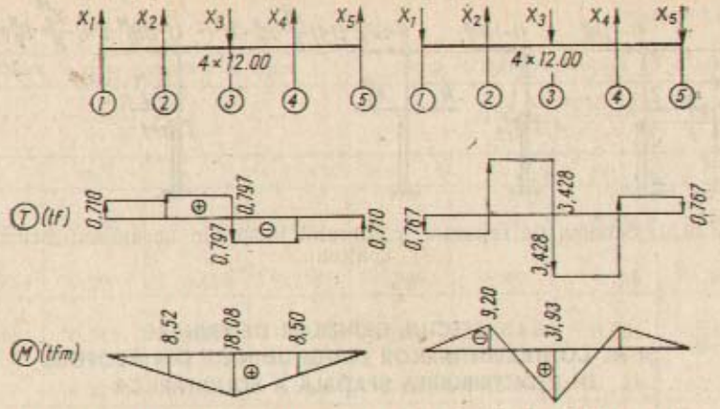



Fig. 18.32. Solicitări în elementele longitudinale de rigidizare (contravîntuirea longitudinală și grinda de frînare).

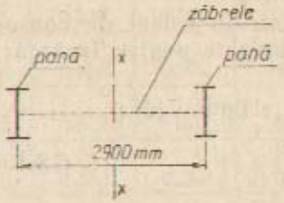



Fig. 18.33. Alcătuirea unei contravîntuiri longitudinale din acoperiș.

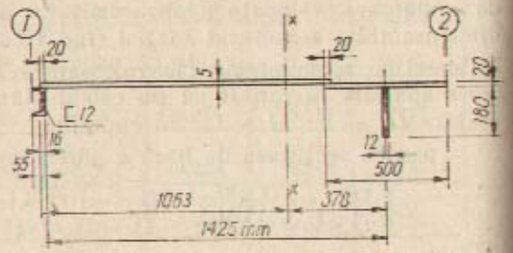



Fig. 18.34. Alcătuirea unei grinzi de frînare.

La dimensionarea zăbrelelor trebuie ținut seama, pe lîngă solicitările din acțiunea vîntului și de forța tăietoare rezultată din conlucrare.

De asemenea, rezultă eforturi axiale suplimentare din conlucrare în panele care alcătuiesc tălpile contravîntuirii.

Aceste eforturi sînt maxime în zonele de rezemare pe ferme, unde se aplică pe contravîntuire forțele de interacțiune.

La nivelul grinzii de frînare (fig. 18.34) efectul conlucrării cadrelor transversale nu duce, în cazurile obișnuite, la sporirea secțiunii elementelor componente ale grinzii de frînare.

Eforturile suplimentare maxime din talpa opusă grinzii de rulare apar în zona de reazem unde eforturile axiale din încărcările verticale aferente sînt mici.

Eforturile suplimentare maxime din talpa superioară a grinzii de frînare apar în zona de reazem și se înscriu, în general, în sporul de 10% pentru încovoiere pe două direcții.

Pot apare însă situații, la poduri speciale cu suspensie rigidă a sarcinii, la care trebuie ținut seama de eforturile suplimentare din conlucrare la dimensionarea grinzii de rulare.

Efectul conlucrării spațiale conduce pentru partea superioară a stîlpilor la sporirea momentelor de calcul, iar pentru secțiunea de bază a stîlpului, la micșorarea lor.



Aceste corecții sînt de același ordin de mărime pentru încărcările orizontale transversale și încărcările verticale din poduri rulante.

Efectul grinzilor de frînare este neglijabil în secțiunea de bază a părții superioare a stîlpului și se mărește considerabil în secțiunea de bază a stîlpului, ajungînd la de 3 ori efectul contravîntuirilor din acoperiș.

Eforturile suplimentare ce apar în elementele contravîntuirilor longitudinale din acoperiș din efectul de conlucrare sînt importante și trebuie luate în considerare la dimensionarea acestora.

### 18.4.7. EFECTUL CONLUCRĂRII ÎN REDUCEREA DEFORMAȚIILOR ȘI A CONSUMULUI DE OȚEL ÎN STRUCTURĂ

Standardul 10108/0—78 prevede că deplasarea orizontală a stîlpului la nivelul șinei de rulare se admite 1/800 din înălțimea pînă la șină măsurată de la partea inferioară a bazei metalice a stîlpului; deplasarea este determinată considerînd acțiunea tuturor încărcărilor normate (greutate proprie, zăpadă, poduri rulante), cu excepția presiunii vîntului. De regulă verificarea în ipoteza de cadru plan cere majorarea momentului de inerție al stîlpului față de valorile cerute de calculul de rezistență.

Participarea contravîntuirilor din acoperiș, a grinzilor de frînare direct încărcate la redistribuirea spațială a deformațiilor structurii, se poate analiza calitativ utilizînd metoda separării stîlpului din ansamblul structural spațial (fig. 18.30).

Efectul conlucrării în deformații este mai mare decît efectul în solicitare, datorită faptului că în calculul de rezistență conlucrarea se resimte numai ca efect al unora din încărcările la care se face verificarea, în timp ce, în calculul de deformare, conlucrarea se resimte practic ca efect al tuturor încărcărilor la care se face verificarea (încărcările din acțiunea podurilor rulante).

Realizarea conlucrării la nivelul acoperișului duce la o micșorare a deplasării în faza de noduri deplasabile.

Efectul conlucrării la nivelul grinzilor de frînare se petrece și atunci cînd cadrul nu are deplasări la nivelul riglei cadrului.

Reducerea deplasărilor este mai pronunțată în cazul stîlpilor centrali în raport cu cei marginali, la nivelul grinzilor de frînare realizîndu-se de obicei grade de conlucrare mai mari. Această reducere este mai pronunțată pentru încărcările verticale, în raport cu cele orizontale rezultate din acțiunea podurilor rulante.

Aportul celor două niveluri de conlucrare este apropiat în cazul halelor cu o deschidere. În cazul halelor cu două și mai multe deschideri crește sensibil aportul grinzilor de frînare.

Reducerea consumului de metal rezultă prin efectuarea unui calcul spațial în raport cu un calcul plan.

Reducerea totală a consumului de oțel, raportată la stîlpii halelor, este în medie de pînă la 30%. În această reducere ponderea grinzilor de frînare reprezintă pînă la 60%.

CAPITOLUL 19

# ACȚIUNI ASUPRA HALELOR METALICE

## 19.1. GENERALITĂȚI

Încărcările care acționează asupra structurii halelor industriale provin din greutatea proprie a elementelor de construcție, din acțiunile climatice (vînt, zăpadă, variații de temperatură), din utilajele de ridicat și transportat (poduri rulante, poduri suspendate, macarale în consolă etc.), din utilaje sau platforme tehnologice care reazemă pe structura halei etc. În unele cazuri se iau în considerare și unele acțiuni cu caracter excepțional, cum sînt încărcările în situații de avarii tehnologice, tasările de fundații, acțiunile seismice etc.

## 19.2. ACȚIUNI PERMANENTE

Într-o apreciere generală greutatea elementelor de structură metalică realizate din OL 37, OL 44 și OL 52 poate fi adoptată conform datelor din tabelul 19.1. Coeficientul acțiunilor permanente se poate lua, după caz, $n = 1{,}1;\ 1{,}2;\ 1{,}3;\ (0{,}9;\ 0{,}8)$.

*Tabelul 19.1*

| Capacitatea de ridicare a podurilor rulante [kN] | Consumul de oțel în kg/m² de clădire | | | |
|---|---|---|---|---|
| | Șarpanta acoperișului | Stîlpii | Grinzi de rulare | Total |
| ≤ 500 | 30...45 | 25...35 | 20...30 | 80...130 |
| 750...1 000 | 30...45 | 45...65 | 30...60 | 100...150 |
| 1 250...1 500 | 30...45 | 55...75 | 40...70 | 140...200 |
| 1 750...2 500 | 30...45 | 70...90 | 60...100 | 180...260 |
| Poduri rulante pe două nivele | 30...45 | 80...100 | 70...120 | 220...300 |

## 19.3. ACȚIUNI DIN UTILAJE DE RIDICAT ȘI TRANSPORTAT

În halele industriale pot circula poduri rulante sau poduri suspendate. *Podul rulant* poate fi acționat manual sau electric și se deplasează pe șine de rulare, așezate pe grinzi de rulare rezemate pe stîlpii structurii halelor



*Tabelul 19.2*

| Nr. crt. | Forțe orizontale provenind din: | Suspensia încărcării | Simbolul forței | Formula de calcul a forței | Observații |
|---|---|---|---|---|---|
| 1 | frînarea sau demararea podului (longitudinale) | flexibilă sau rigidă | $P_1^n$ | $P_1^n = \frac{1}{10}\sum_1^{n_r} P_{1r}$ | |
| 2 | frînarea sau demararea cărucior. (transversale) | flexibilă | $P_1^n$ | $P_1^n = \frac{1}{20n_r}(Q + G_c)$ | |
| | | rigidă | | $P_1{}' = \frac{1}{10n_r}(Q + G_c)$ | |
| 3 | deplasarea oblică a podului sau neparalelismul șinelor (transversale) | flexibilă sau rigidă | $P_3^n$ | $P_3^n = \frac{1}{5} P_{max}$ | |

*OBSERVAȚII*

1. Semnificația notațiilor:
   $n_r$ — numărul roților de pe un fir al căii de rulare
   $P_{1r}$ — valoarea forțelor de apăsare verticale transmise de fiecare roată frînată
   $Q$ — încărcarea utilă maximă (capacitatea de ridicare) a podului rulant
   $G_c$ — greutatea căruciorului
   $P_{max}$ — valoarea forței verticale maxime transmisă de roți pe șina de rulare.
2. Forțele $P_3^n$ nu se introduc în calculul grinzilor de rulare și de frînare sau al structurii, ci numai pentru verificarea prinderii șinei pe grinda de rulare.
   Verificarea este obligatorie indiferent de grupa de funcționare, de capacitatea de ridicare a podului rulant și de felul de suspensie al încărcării

*Tabelul 19.3*

| Tipul suspensiei | Forța de tamponare ($P_T^n$) a podului, în kN | | Notații |
|---|---|---|---|
| flexibilă | $P_T^n = \frac{m_f \cdot v_p^2}{f_T} \leqslant P_{T\,max}^n$ | $v_p = \sqrt{m_r \cdot k_T}$ | $v_p$ — viteza podului în momentul lovirii, egală cu 0,7 din viteza maximă de deplasare (m/s). |
| rigidă | $P_T^n = \frac{m_r \cdot v_p^2}{f_T} \leqslant P_{T\,max}^n$ | $= P_T^n$ | $f_T$ = 0,1 m pentru poduri cu suspensie flexibilă și $Q \leqslant 50$ kN, regim ușor, mediu sau greu. |
| Felul podului rulant | | $P_{T\,max}^n$ (kN) | $f_T$ = 0,2 m pentru celelalte cazuri |
| Poduri suspendate manuale sau electrice și poduri rulante manuale | | 10 | $m_f = \frac{1}{g}\left[\frac{G_p}{2} + G_c\frac{L - c_1}{L}\right]$; |
| Poduri rulante de uz general cu regim de lucru ușor (I) | | 40 | $m_r = \frac{1}{g}\left[\frac{G_p}{2} + (G_c + Q)\frac{L - c_1}{L}\right]$; |
| Poduri rulante de uz general cu regim de lucru mediu (II) și greu (III) și poduri de turnare | | 120 | $g \simeq 10$ m/s² |
| Poduri electrice de uz general cu regim foarte greu (IV) și foarte greu continuu (V) și poduri mari cu destinație specială cu suspensie elastică | | 200 | $Q$ — capacitatea de ridicare a podului (kN)<br>$G_p$ — greutatea podului (kN)<br>$G_c$ — greutatea căruciorului<br>$L$ — deschiderea podului (m)<br>$c_1$ — distanța minimă dintre centrul de greutate al căruciorului și axa șinei<br>$k_T$ — constanta de rigiditate elastică a tamponului (kN/m), utilizabilă numai după o cunoaștere și verificare prealabilă a acesteia |
| Poduri mari cu destinație specială cu suspensie rigidă cu regim foarte greu (IV) și foarte greu continuu (V) | | 400 | |

sau ai unor estacade ; podurile rulante cu acționare electrică se realizează de regulă cu două grinzi pe care circulă cărucior (fig. 19.1, *a*) ; podurile acționate manual pot fi realizate cu o singură grindă.

*Podul rulant suspendat*, acționat manual sau electric, se deplasează pe căi suspendate de elementele structurii de rezistență a planșeului sau acoperișului încăperii în care funcționează. De regulă se alcătuiesc în sistem monogrindă (fig. 19.2, *a*).

În afară de podurile suspendate, de șarpantă pot fi prinse căi pe care se deplasează cărucioare rulante (fig. 19.2, *c*) ; acestea pot fi acționate manual sau electric.

### 19.3.1. ACȚIUNILE PODURILOR RULANTE

Acțiunile podurilor rulante (STAS 10101/2A2-78) se exercită sub formă de forțe verticale și forțe orizontale, astfel :

— forțele verticale transmise prin presiunea verticală exercitată de roțile podului rulant asupra șinelor de rulare ;

— forțele orizontale transmise de roți aplicate la fața superioară a șinelor de rulare fie în lungul, fie transversal șinei.

Presiunile verticale pe roți se dau în standardele de poduri rulante. Valoarea normată a forțelor orizontale se dă în tabelele 19.2 și 19.3.

Parametrii de determinare a încărcărilor pe care podurile le produc asupra elementelor metalice ale structurii sînt în funcție de suspensia podului și de grupa de funcționare.

Podurile cu suspensie rigidă au sistemul de prindere și ridicare al încărcării legat rigid de cărucior (coloană rigidă) ; la podurile cu suspensie elastică prinderea se face cu cabluri. În cel de al doilea caz are loc o amortizare a forțelor orizontale datorită flexibilității sistemului de prindere și ca atare rezultă valori mai reduse ale acestora.

Grupa de funcționare a podului este caracterizată de o serie de factori : durata de funcționare în timpul unei zile de lucru, frecvența funcționării în regim de încărcare maximă în raport cu funcționarea cu încărcare redusă, viteza de deplasare a podului rulant. În acest sens se disting cinci grupe de funcționare (tab. 19.1). În grupele inferioare se încadrează podurile din hale la care se lucrează într-un singur schimb, care au viteză mică și la care frecvența de ridicare a sarcinii maxime este redusă. În grupele superioare se încadrează podurile cu viteze mari, funcționînd în 2...3 schimburi, cu ridicări frecvente ale încărcărilor maxime. Grupa de funcționare este indicată în tema de proiectare.

*Tabelul 19.1*

| Simbol | Grupa de funcționare a podului rulant |
|---|---|
| I | ușor |
| II | mediu |
| III | greu |
| IV | foarte greu |
| V | foarte greu continuu |



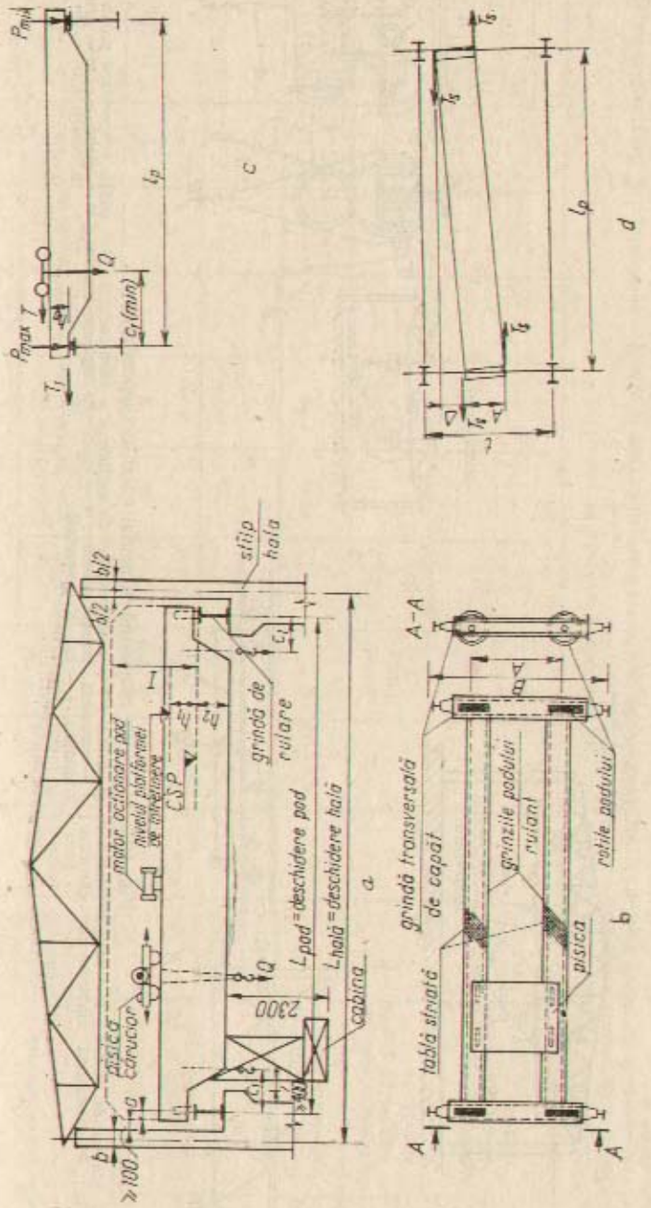



Fig. 19.1. Încărcări date de podurile rulante :
*a*, *b* — ansamblu ; *c* — schema de calcul pentru $P_{max}$ ; *d* — efectul de întepenire.

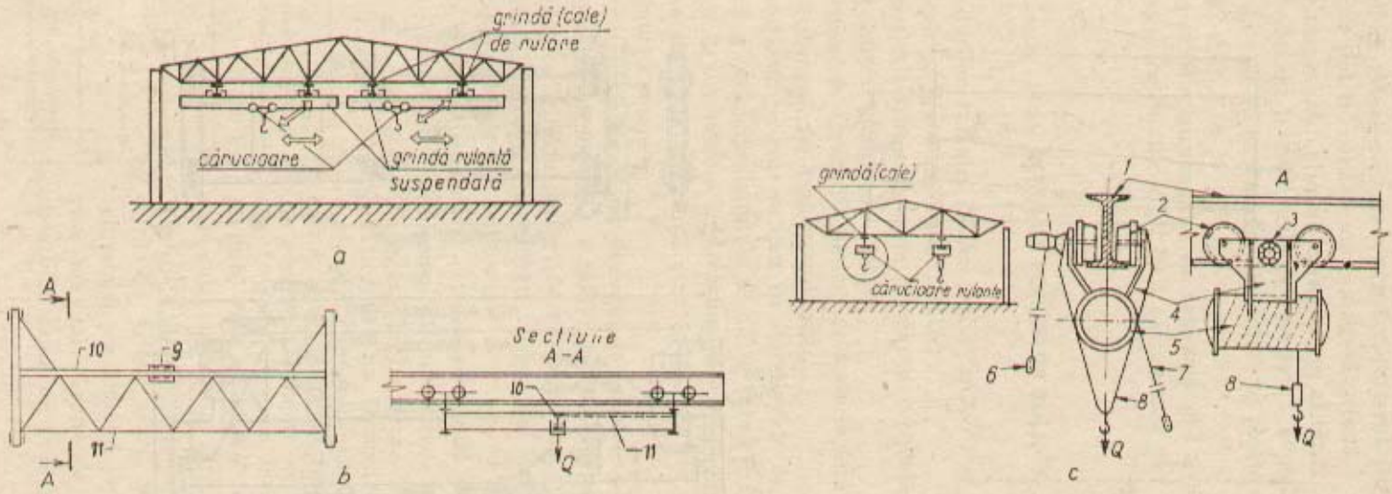



Fig. 19.2. Macarale monoșină și grinzi rulante suspendate :

*1* — grinda (calea) de rulare ; *2* — roți de susținere și ghidaj ; *3* — electromotor de acționare a căruciorului ; *4* — cadru suspendare palan ; *5* — palan electric ; *6* — comandă electromotor cărucior ; *7* — comandă palan electric ; *8* — cablu de agățare sarcini ; *9* — cărucior ; *10* — grindă principală ; *11* — grindă secundară.

*Tabelul 19.5*

| Starea limită considerată | | Numărul podurilor cu acțiune simultană $n_p$ | Încărcări verticale | | | Încărcări orizontale | | | | | | Grupa de funcționare a podului cu cea mai mare capacitate | Coeficientul încărcării $n$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | pe șină și prinderile șinei | pe grinzi de rulare și frînare | pe elemente de structură * | $P_l$ și $P_t$ | | | $P_Y$ | $P_{Y_s}$ | $P_S$ | | |
| | | | | | | pe grinzi de rulare și frînare | prinderile grinzilor de frînare și rulare | pe elemente de structură | pe grinzi de rulare și tampon | pe elemente de structură* | pe șină și prinderile șinei | | |
| Stări limită ultime | Stări limită ultime exceptînd oboseala | $n_p$ | 1 | 2 | nr. real și max 4** | 2 | 2 | 2 | 1 | 1 | 1 | I, II, III, IV și V | **** |
| | | Coeficienții dinamici | $\psi$ | $\psi$*** | 1 | $\alpha$ | $2\alpha$ | 1 | 1 | 1 | — | | |
| | Starea limită de oboseală | $n_p$ | 1 | 1 | — | — | — | — | — | — | 1 | I și II | 0 |
| | | | | | | | | | | | | III, IV și V | 1,0 |
| Stări limită ale exploatării normale | Verificarea sub încărcări de scurtă durată | $n_p$ | 1 | 2 | nr. real și max 2 | 2 | — | 2 | — | — | — | I, II, III, IV și V | 1,0 |
| | Verificarea sub încărcări de lungă durată | $n_p$ | 1 | 1 | 1 | — | — | — | — | — | — | I și II | 0 |
| | | | | | | | | | | | | III | 0,6 |
| | | | | | | | | | | | | IV | 0,8 |
| | | | | | | | | | | | | V | 1,0 |

* Inclusiv consolele de rezemare a grinzilor (în cazul cînd sînt prevăzute în proiect)

** Maximum 2 în aceeași deschidere

*** În cazul în care se consideră 2 poduri încărcate în aceeași deschidere a grinzii de rulare, valorile coeficientului $\psi$ date în tabelul 19.6 se vor micșora cu 0,1.

**** $n = 1{,}2$ pentru încărcări verticale și 1,3 pentru încărcări orizontale

Observații

1. Se admite calculul cu un singur pod rulant numai în cazurile cînd nu este posibilă montarea unui al doilea pod pe aceeași cale de rulare.
2. Pentru elementele de structură care susțin grinzile de rulare, cînd se iau 4 poduri, acestea se vor considera cel mult 2 în aceeași deschidere.
3. În cazul cînd în aceeași deschidere sînt mai mult de două poduri rulante și care sînt din grupa de funcționare IV sau V grinzile de rulare se vor verifica la încărcările verticale provenind din două poduri încărcate și restul descărcate — ținînd seama de condițiile real posibile de exploatare.

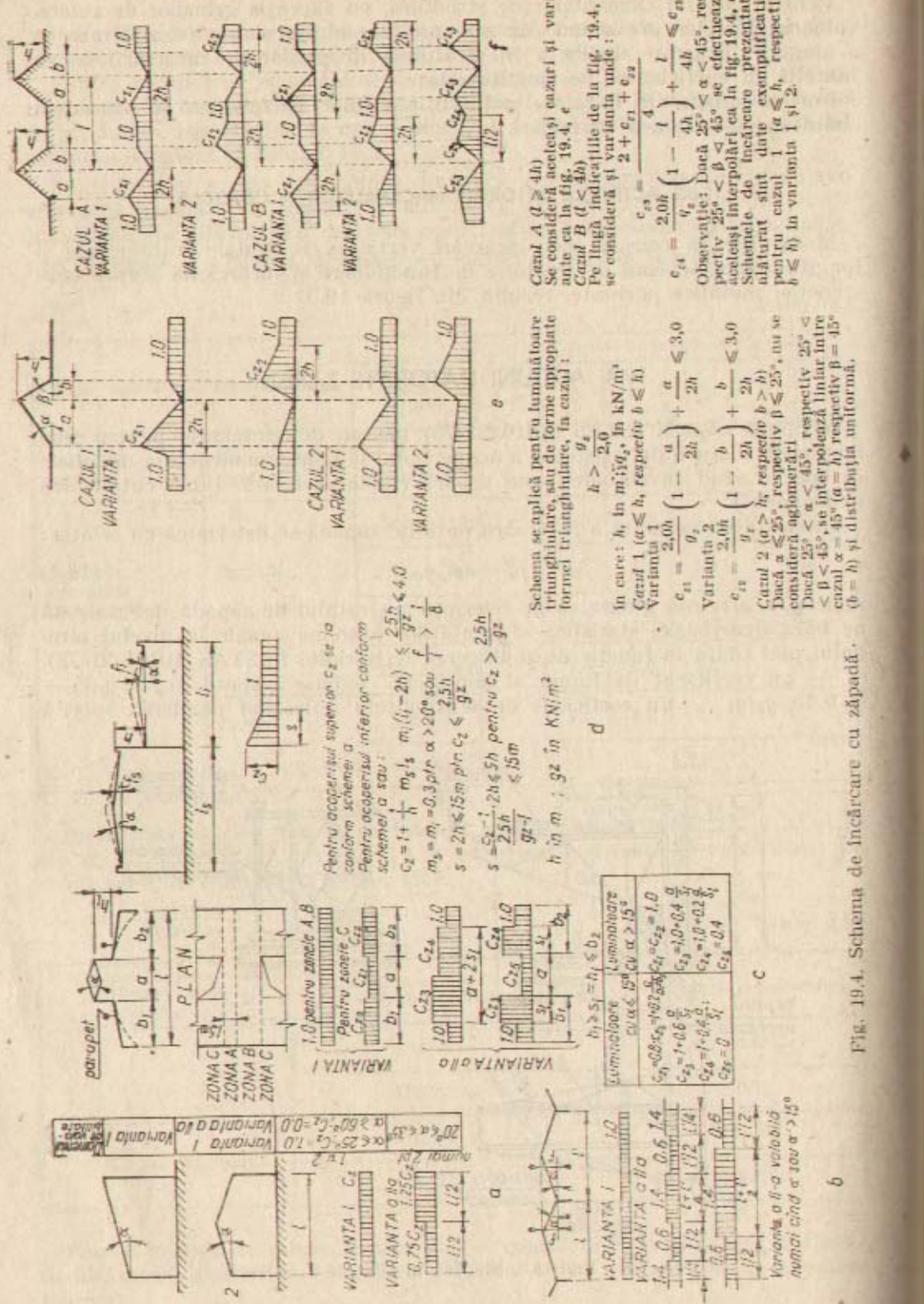



Fig. 19.4. Schema de încărcare cu zăpadă.

a zăpezii în cazul structurilor ușoare ($1 \leqslant c_p \leqslant 1{,}2$), dar nu mai mare de valoarea 1,0 pentru elementele verticale portante (stîlpi) ; $g_i$ — încărcarea echivalentă dată de toate încărcările verticale din gruparea fundamentală.

Coeficientul acțiunii este $n = 1{,}4$ în zonele *A*, *B*, *C* și 1,6 în zona *D*, fără a depăși valorile $n \cdot c_p = 1{,}6$ în zonele *A*, *B*, *C* și $n \cdot c_p = 2{,}0$ în zona *D*.

Se admit aglomerări de zăpadă în dolii și la denivelările acoperișurilor.

Se admite cu unele excepții, că repartizarea zăpezii datorită viscolului se produce astfel încît indiferent de modul de aglomerare (apar și zone mai puțin încărcate), cantitatea totală de zăpadă de pe acoperiș este cea corespunzătoare unei încărcări uniform distribuite a încărcării de bază (fig. 19.4).

## 19.5. ACȚIUNI DATORATE VÎNTULUI

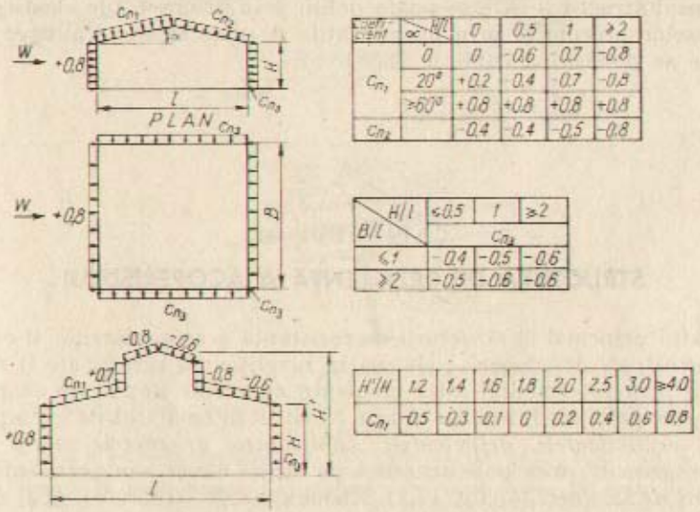
Acțiunea vîntului (STAS 10101/20-78) se manifestă prin presiuni care se exercită pe fața direct acționată a construcției și prin sucțiuni pe fața opusă.

Presiunea dinamică de bază $q_v$ a vîntului se poate considera constantă pînă la o înălțime de 10 m deasupra solului și apoi variabilă crescînd odată cu înălțimea.

Acțiunea normată a vîntului asupra elementelor de construcție produce forțe ale căror componente normale și tangențiale (de frecare) se determină cu relațiile :

$$p_n^n = \beta c_n q_v \; ; \; p_f^n \quad \beta c_f q_v \tag{19.2}$$

În relațiile (19.2) coeficienții $c_n$ și $c_f$ țin seama de forma construcției. Valorile $c_n$ pentru unele cazuri frecvent întîlnite se pot lua conform figurii 19.5 ;




| Coef. | $\alpha$ / B/l | 0 | 0,5 | 1 | ≥2 |
|---|---|---|---|---|---|
| $c_{n1}$ | 0 | 0 | -0,6 | -0,7 | -0,8 |
| | 20° | +0,2 | -0,4 | -0,7 | -0,8 |
| | ≥60° | +0,8 | +0,8 | +0,8 | +0,8 |
| $c_{n2}$ | | -0,4 | -0,4 | -0,5 | -0,8 |

| H/l / B/l | ≤0,5 | 1 | ≥2 |
|---|---|---|---|
| | $c_{n3}$ | | |
| ≤1 | -0,4 | -0,5 | -0,6 |
| ≥2 | -0,5 | -0,6 | -0,6 |

| H'/H | 1,2 | 1,4 | 1,6 | 1,8 | 2,0 | 2,5 | 3,0 | ≥4,0 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $c_{n1}$ | -0,5 | -0,3 | -0,1 | 0 | 0,2 | 0,4 | 0,6 | 0,8 |

Fig. 19.5. Acțiunea dinamică a vîntului.

pentru $c_f$ se poate admite valoarea 0,025. Componenta de frecare se ia în considerare numai în cazul suprafețelor mari, unde se obțin valori semnificative.

Pentru construcțiile obișnuite de hale industriale coeficientul dinamic $\beta = 1{,}0$, coeficientul acțiunilor având valoarea $n = 1{,}2$.

## 19.6. ÎNCĂRCAREA CU PRAF INDUSTRIAL

Încărcarea cu praf apare la construcțiile industriale situate în apropierea unor surse de praf fin care se răspîndește pînă la o anumită distanță de sursă. Printre sursele de praf se menționează : furnalele, unele convertizoare, centralele termoelectrice cu cărbuni, fabricile de ciment, turnătoriile de fontă.

Normele prevăd încărcări normate între 0,25 și 1,0 kN/m², uneori pînă la 2,5 kN/m². Pentru a nu se ajunge la încărcări mai mari este necesară curățarea periodică a prafului depus.

## 19.7. ÎNCĂRCAREA CU NISIP

Încărcarea cu nisip adus de furtuni puternice se ia în considerare în unele țări situate în preajma deșerturilor. Încărcarea poate ajunge la 2,0 kN/m².

## 19.8. ACȚIUNI SEISMICE

Forțele de inerție care se dezvoltă în timpul unui cutremur sînt dependente pe de o parte de natura mișcării seismice care se poate exprima în funcție de accelerație, viteză, timp și direcție și pe de altă parte în funcție de răspunsul structurii care se poate defini prin proprietățile elastice, distribuția maselor precum și prin proprietățile de amortizare. Valoarea forțelor de inerție se determină conform [S38].

CAPITOLUL 20

# STRUCTURA DE REZISTENȚĂ A ACOPERIȘULUI

Elementul principal al structurii de rezistență a acoperișurilor îl constituie *grinzile principale* de acoperiș ; ele susțin învelitoarea care poate fi rezemată direct sau prin intermediul altor elemente cum sînt *panele* de acoperiș. Pe grinzile principale pot fi așezate și alte construcții cum sînt de exemplu *luminatoarele, ventilatoarele, deflectoarele, captatoarele de energie solară* etc. La rîndul lor grinzile principale reazemă pe stîlpi direct sau prin intermediul unor *grinzi de susținere* (v. fig. 17.1). Elementele de structură pot fi rezolvate cu zăbrele sau cu secțiune plină, din profile laminate la cald sau formate la rece.



Elementele acoperișului sînt legate între ele prin *contravînturi* și *legături* care asigură stabilitatea și rigiditatea structurii în ansamblul ei, realizînd astfel conlucrarea spațială a întregului ansamblu. Învelitorile care prezintă o anumită rigiditate în planul lor, cum sînt cele din prefabricate de beton armat sau în anumite condiții cele din tablă cutată sau ondulată pot asigura legături în planul învelitorii, contribuind la mărirea rigidității, la preluarea unor solicitări și la asigurarea stabilității unor elemente.

## 20.1. ÎNVELITORI

Învelitorile folosite în prezent la realizarea acoperișurilor halelor industriale pot fi în general de două tipuri : fără izolație termică sau cu izolație termică.

În categoria învelitorilor neizolate termic intră panourile de tablă cutată sau tablă ondulată realizate din tablă din oțel carbon obișnuit, zincată la cald, sau din oțel rezistent la coroziune atmosferică (RC) ; de asemenea se mai pot folosi și panourile din azbociment ondulat. Legătura acestora cu panele de acoperiș este arătată în figurile 20.1 și 20.2. La învelitorile din

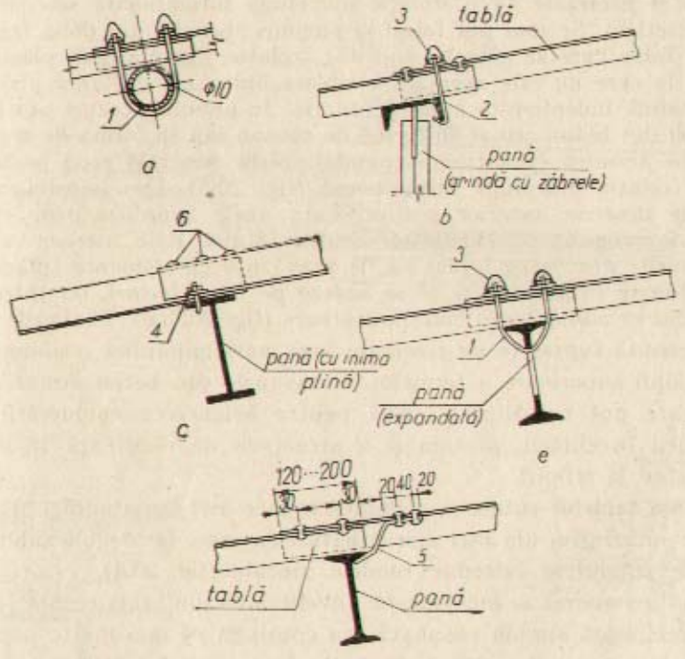



Fig. 20.1. Prinderea panourilor de tablă cutată și ondulată de pane :

*a* și *b* — de talpa superioară a unei pane cu zăbrele ; *c* și *d* — de o pană cu inimă plină ; *e* — de o pană cu goluri în inimă ; *1* — bridă zincată cu șaibă zincată (la 600 mm) ; *2* — șurub zincat cu cîrlig (la 600 mm) ; *3* — capac de plastic ; *4* — șurub autofiletant zincat cu șaibă de plastic (la 600 mm) ; *5* — clemă (agrafă) zincată de 6×30 mm (la 600 mm) ; *6* — nituri zincate cu șaibe zincate.

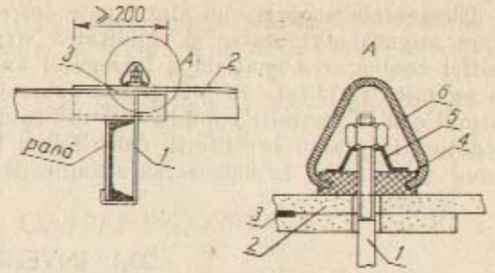



Fig. 20.2. Prinderea plăcilor de azbociment ondulat de pane :
1 — cîrlig zincat ∅ 6 (la 600 mm) ; 2 — placă de azbociment ondulat ; 3 — chit ; 4 — şaibă de plastic sau cauciuc dur ; 5 — şaibă elastică ; 6 — capac de plastic.

tablă se pot folosi nituri împuşcate, şuruburi obişnuite sau autofiletante cîrlige, agrafe etc. De regulă elementele de prindere asigură o legătură suficient de bună a panelor astfel încît forţele din planul acoperişului să fie preluate de tablă şi transmise la contravîntuiri şi să asigure pana împotriva fenomenelor de instabilitate. Învelitorile de azbociment datorită particularităţilor de comportare al.: materialului (care este casant) pot fi considerate ca elemente de legătură numai în anumite limite.

Învelitorile izolate termic se pot realiza în aceleaşi condiţii constructive ca şi învelitorile neizolate (tablă cutată cu straturi de izolaţie termică aşezate deasupra şi protejate cu o izolaţie hidrofugă bituminoasă sau pe bază de răşini sintetice). Se mai pot folosi şi panouri speciale din două foi metalice profilate între care se găseşte un strat izolator din material plastic (poliuretan) şi la care nu este necesară o izolare hidrofugă deoarece placa superioară metalică îndeplineşte această funcţie. În anumite cazuri pot fi folosite şi panouri din beton armat în formă de cheson sau în formă de :: prevăzute cu izolaţie termică (polistiren expandat, pîslă minerală etc.) peste care se prevede izolaţia hidrofugă bituminoasă (fig. 20,3). Deşi sensibil mai grele decît cele descrise anterior pot prezenta unele avantaje prin eliminarea panelor de acoperiş şi a anumitor contravîntuiri. Este necesar ca în acest caz panourile din beton armat să fie prevăzute cu elemente (plăcuţe mustăţi) înglobate în beton care să se sudeze pe talpa fermei, iar între panouri să se realizeze monolitizări corespunzătoare (fig. 20.3, *d*). Panourile de beton armat necesită suprafeţe de rezemare mai mari impunînd o anumită rezolvare a tălpii superioare a fermelor. Chesoanele din beton armat sudate şi monolitizate pot constitui o şaibă pentru asigurarea conlucrării spaţiale a structurii învelitorii, precum şi a structurii de rezistenţă în ansamblul ei (incluzînd şi stîlpii).

Înnădirea tablelor cutate şi ondulate se face atît longitudinal cît şi transversal cu nituri ∅ 6 din oţel zincat bătute la rece. De regulă sub cele două capete ale nitului se introduc rondele zincate (fig. 20.4).

*Calculul panourilor de tablă cutată.* Învelitoarea din tablă cutată (sau ondulată) se realizează simplu rezemată sau continuă pe mai multe pane. Modul de aşezare a panourilor diferă după tipul acoperişului (izolat sau neizolat termic). Astfel, în cazul învelitorilor neizolate termic tabla cutată se aşază avînd cuta mică în sus (scurgerea apelor se face în cuta mare), pe cînd acoperişurile prevăzute cu termo- şi hidroizolaţie, pentru o rezemare mai bună a termoizolaţiei, necesită aşezarea panourilor cu cuta mare în sus. Din cauza modului de aşezare, elementul de închidere se va comporta şi calcula dife-



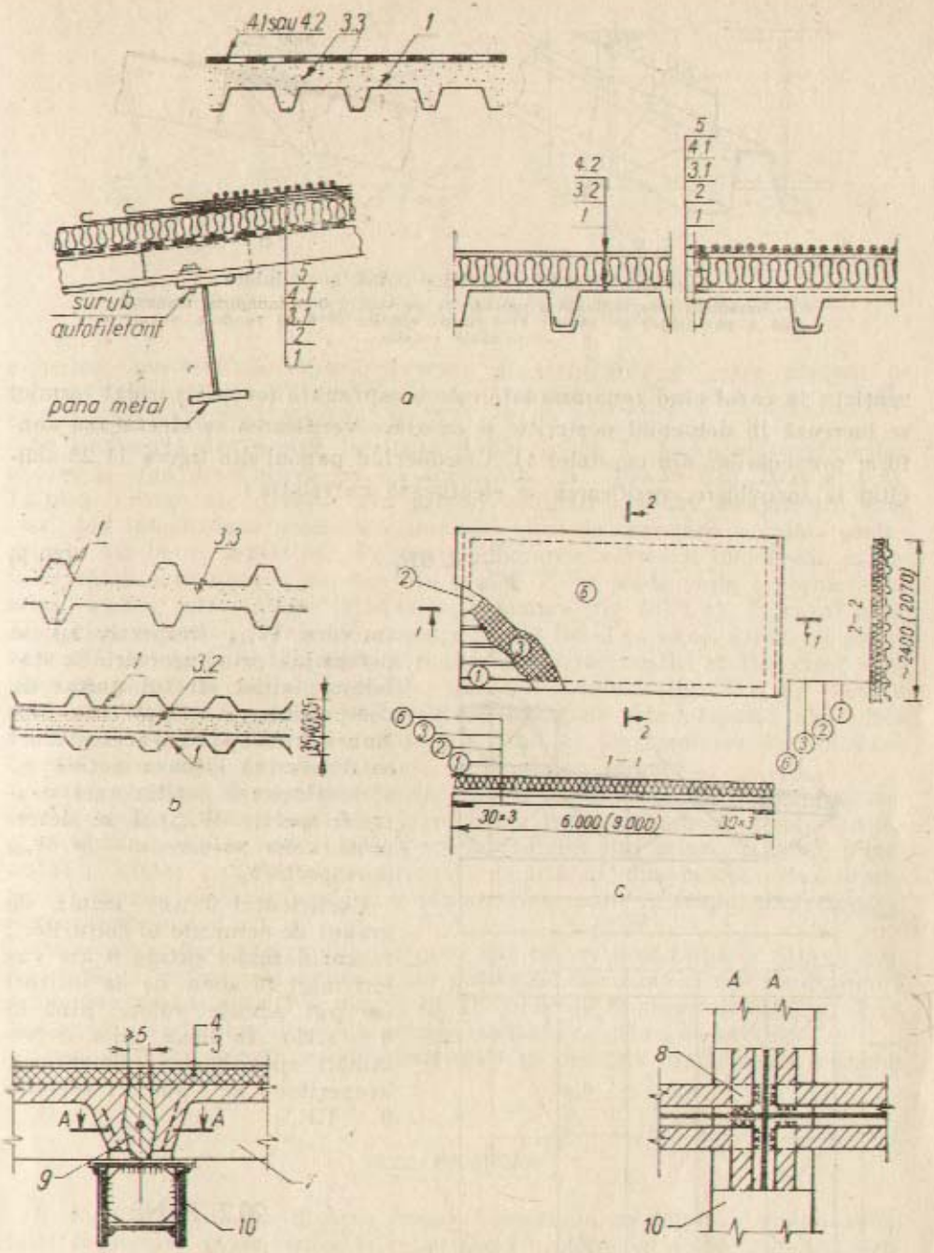



Fig. 20.3. Învelitori izolate termic :
*a* — cu o foaie de tablă cutată ; *b* — din două foi de tablă cutată ; *c* — panouri din tablă prefabricate ; *d* — cu chesoane de beton armat ; *1* — tablă cutată (ROMCOR 0,75—1,5 mm) ; *2* — barieră de vapori ; *3* — termoizolaţie (3.1, vată minerală ; 3.2, polistiren expandat — 30 mm ; 3.3 spumă poliuretan) ; *4* — hidroizolaţie (4.1 hidroizolaţie bituminoasă în mai multe straturi ; 4.2 hidroizolaţie sintetică) ; *5* — strat protecţie ; *6* — tablă (oţel sau aluminiu) plană de 0,5 mm ; *7* — chesoane din beton armat ; *8* — plăcuţă înglobată ; *9* — monolitizare ; *10* — fermă.

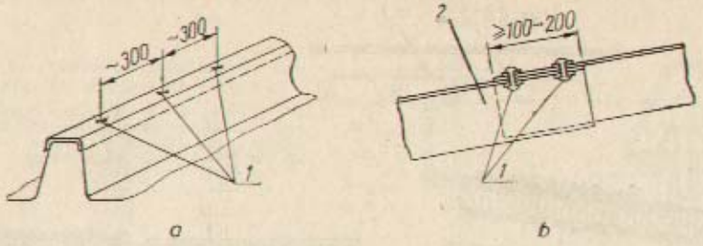



Fig. 20.4. Înnădirea tablelor cutate și ondulate :
*a* — înnădirea longitudinală a panourilor de tablă ; *b* — înnădirea transversală a panourilor de tablă ; *1* — nituri zincate ∅ 6 cu rondele zincate ; *2* — tablă cutată.

rențiat ; în cazul cînd zona mai lată este comprimată (acoperiș izolat termic) se lucrează în domeniul postcritic și ca atare verificarea se efectuează conform prevederilor din capitolul 11. Considerînd panoul din figura 11.28 solicitat la încovoiere, verificarea se efectuează cu relația :

$$\frac{M}{W_{red}} \leqslant \theta R, \qquad (20.1)$$

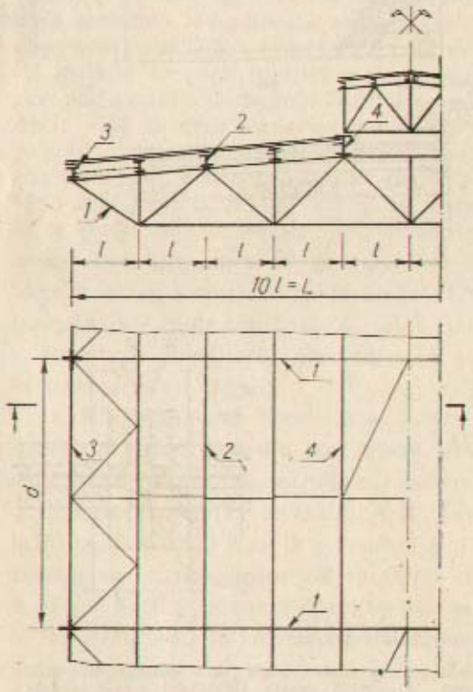



Fig. 20.5. Poziția panelor pe ferme :
*1* — fermă ; *2* — pană curentă ; *3* — pană de streașină ; *4* — pană de sub luminator.

în care $W_{red}$ (respectiv $b_0$) se determină prin încercări. Se stabilește inițial efortul unitar de compresiune $\sigma = M/W$ cu secțiunea brută ; pe baza acestui efort se determină lățimea activă $b_0$, se recalculează poziția axei neutre (respectiv $W_{red}$) și se determină noua valoare $\sigma = M/W_{red}$ și respectiv $b_0$.

Coeficientul $\theta$ ține seama de gradul de ecruisare al colțurilor ; în cazul tablei cutate $\theta$ are valori mari în zona de la colțuri (se pot admite valori pînă la $\theta = 1{,}15$). În lipsa unor determinări speciale (experimentări), acoperitor se poate accepta $\theta = 1{,}1$.

## 20.2. PANE

### 20.2.1. GENERALITĂȚI

Panele sînt elemente ale construcțiilor care se dispun paralel cu lungimea lor, avînd rolul de



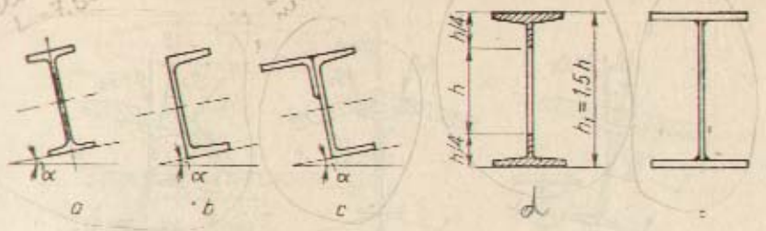



Fig. 20.6. Secțiuni de pane cu secțiune plină :
*a* — profile dublu T ; *b* — profil U ; *c* — profil U întărit cu cornieră ; *d* — profil cu goluri în inimă ; *e* — profil compus.

a prelua greutatea învelitorii, precum și încărcările pe care aceasta le suportă (zăpadă, praf, vînt) și de a le transmite fermelor sau riglelor cadrelor pe care reazemă (fig. 20.5).

Se realizează din profile laminate dublu T sau U în cazul învelitorilor ușoare și cînd deschiderea lor nu depășește 7,5...9,0 m (fig. 20.6, *a* și *b*). Tălpile înguste ale panelor din profile laminate creează neajunsuri, mai ales cînd învelitoarea necesită lățimi mai mari de rezemare — plăci prefabricate din beton armat etc. Pentru ameliorarea rezemării învelitorii, la nivelul tălpii superioare a panelor din profile U, se poate suda o cornieră cu aripi inegale, care mărește lățimea de rezemare (fig. 20.6, *c*). În cazul unor deschideri mai mari și învelitori ușoare se pot folosi ca pane, grinzi cu goluri în inimă (v. capitolul 13), a căror înălțime și caracteristici statice cresc simțitor în raport cu cele ale profilului dublu T original (fig. 20.6, *d*). Pentru deschideri mari 12...15 m și învelitori mai grele este necesară alcătuirea panelor cu secțiuni dublu T sudate (fig. 20.6, *e*). De asemenea se utilizează în astfel de cazuri pane soluționate ca grinzi cu zăbrele.

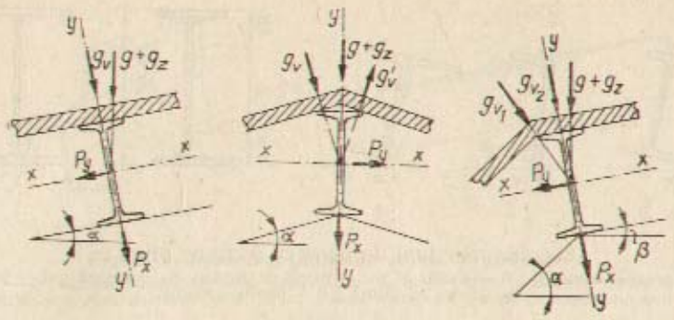
Panele se așază în nodurile fermelor ; numai în cazul unor învelitori ușoare, care necesită distanțe mai mici între pane, rezemarea lor se poate realiza și pe distanța dintre noduri. Dacă riglele cadrelor sînt grinzi cu inimă plină, distanța dintre pane este condiționată numai de dimensiunile învelitorii. Se recomandă distanțe egale și modulate între pane în scopul uniformizării elementelor învelitorii.

Panele executate din profile laminate sau cu secțiune plină se dispun normal față de înclinarea învelitorii, iar panele de la coamă și cele care asigură rezemarea luminatoarelor se dispun în mod obișnuit în plan vertical (fig. 20.5). Tot în plan vertical se dispun și panele realizate ca grinzi cu zăbrele.

Deschiderea nominală se consideră egală cu distanța dintre axele fermelor sau riglelor cadrelor.

### 20.2.2. ÎNCĂRCĂRI

În mod obișnuit învelitoarea reazemă continuu pe tălpile panelor, astfel încît încărcarea exterioară este repartizată uniform ca și greutatea ei proprie. Aprecierea greutății proprii a panelor se face în funcție de încărcarea pe unitatea de suprafață adusă de învelitoare, deschiderea panei și distanța dintre ele, precum și de sistemul lor static. Nu toate încărcările acționează după axele principale de inerție ale panelor, astfel încît este necesară descompunerea rezultantei încărcărilor sau a momentului încovoietor după direcțiile acestora.



*a* *b*

Fig. 20.7. Încărcările panelor :
*a* — pană curentă ; *b* — pană de coamă ; *c* — pană în dreptul schimbării pantei.

Pentru o pană curentă (fig. 20.7, *a*) așezată normal pe înclinarea învelitorii, componentele încărcărilor după axele principale de inerție, vor fi :

$$p_x = (g + g_z)\cos\alpha + g_v ;$$
$$p_y = (g + g_z)\sin\alpha. \tag{20.2}$$

În cazul panei de coamă, așezată vertical (fig. 20.7, *b*) componentele acestor încărcări au expresiile :

$$p_x = g + g_z + (g_v - g_v')\cos\alpha$$
$$p_y = (g_v + g_v')\sin\alpha. \tag{20.3}$$

S-a considerat că încărcările acționează în plane care conțin axa panei. De regulă se poate considera că forțele tăietoare din încărcările care produc încovoierea în raport cu axa de rigiditate maximă sînt preluate de inima panei (inclusiv la profilele U și Z).

În cazul învelitorilor suficient de rigide și cărora li se poate asigura o continuitate bună pe toată suprafața înclinată, plăci de beton armat monolit, plăci de beton armat prefabricate, din beton celular autoclavizat sau armociment cărora li s-a asigurat o monolitizare corespunzătoare, table ondulate sau cutate înnădite între ele și fixate de pane etc., componentele $p_y$ sînt preluate de contravîntuirile longitudinale, dispuse între pana de streașină și prima pană curentă, iar panele sînt încărcate cu componente $p_x$.

Dacă panta învelitorii prezintă o frîngere și dacă se dispune o singură pană corespunzătoare pantei mai mici (fig. 20.7, *c*), componentele încărcărilor după axele principale de inerție se determină în mod analog :

$$p_x = (g + g_z)\cos\beta + g_{v2} + g_{v1}\cos(\alpha - \beta) ;$$
$$p_y = (g + g_z)\sin\beta - g_{v1}\sin(\alpha - \beta). \tag{20.4}$$

### 20.2.3. PANE CU SECȚIUNE PLINĂ

20.2.3.1. **Plane simplu rezemate.** Acestea prezintă avantajul unui montaj ușor, avînd lungimea egală cu traveea și transmit reacțiuni riguros egale în punctele de rezemare pe ferme, dar necesită un consum mai mare de metal.



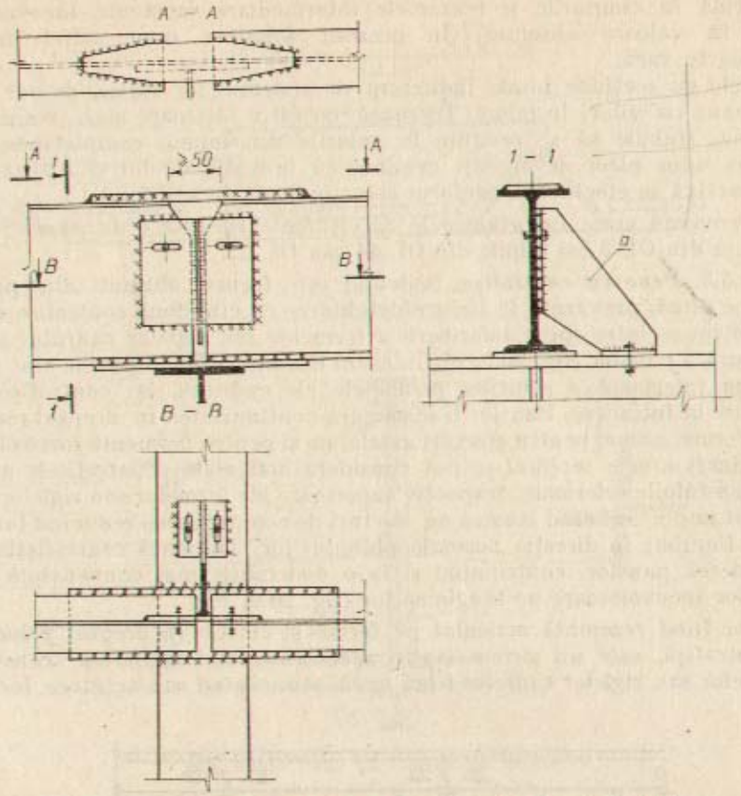


Fig. 20.8. Rezemarea panei pe fermă cu eclise de continuitate.

20.2.3.2. **Pane continue.** În raport cu cele simplu rezemate, sînt mai economice din punctul de vedere al consumului de material, repartizarea momentelor încovoietoare în lungul deschiderilor fiind mult mai favorabilă, mai ales dacă sub acțiunea încărcărilor uniform distribuite, se ia în considerare formarea de articulații plastice. Presupunînd secțiunea constantă de-a lungul deschiderilor sau cu variații mici, se ajunge la o egalizare a mărimii momentelor încovoietoare din cîmpurile și reazemele intermediare (fig. 13.1).

Reacțiunile transmise fermelor nu mai sînt egale, deși în calcule se consideră ca și ale unor pane simplu rezemate, iar montajul lor este mai complicat, necesitînd înnădiri pentru asigurarea continuității. Poziția înnădirilor se poate fixa în secțiunile unde momentele încovoietoare au valori minime.

Pentru un montaj mai simplu, înnădirea panelor cu secțiune plină, continue, se realizează în zona rezemării lor pe ferme, dar în acest caz elementele de înnădire vor necesita secțiuni mai mari (fig. 20.8).

Cînd astfel de pane îndeplinesc rolul de tălpi ale contravîntuirilor longitudinale ale halelor, datorită secțiunii lor mari, contribuie la realizarea unor grinzi cu zăbrele foarte rigide, care asigură o eficientă conlucrare spațială a structurii halelor.

La construcțiile vechi se mai întîlnesc pane continue cu articulații, ca grinzi de tip Gerber. Dispunerea articulațiilor este astfel realizată încît să

se obține în cîmpurile și reazemele intermediare momente încovoietoare, egale în valoare absolută. În prezent folosirea unor astfel de pane este foarte rară.

Panele cu secțiune plină, indiferent de sistemul lor static, se pot realiza și ca pane cu goluri în inimă. În zonele cu forțe tăietoare mari, respectiv pe reazeme, trebuie să se renunțe la golurile din inimă, completîndu-le prin sudarea unor plăci de aceeași grosime cu inima. Calculul și realizarea lor constructivă se efectuează conform celor indicate în capitolul 13.

O frecvență mare în cataloagele de elemente tipizate o au panele hibride cu inima din OL 37 și tălpile din OL 44 sau OL 52.

20.2.3.3. **Pane cu contrafișe.** Sistemul este format obișnuit din pane cu secțiune plină, prevăzute în fiecare deschidere cu cîte două contrafișe comprimate dispuse între talpa inferioară a fermelor sau riglelor cadrului și talpa inferioară a panelor (fig. 20.9, *a*). În cazul din figura 20.10 panele sînt așezate la talpa inferioară a grinzilor principale ale cadrului, iar contrafișele sînt solicitate la întindere. Panelor li se asigură continuitatea în dreptul rezemării lor pe ferme, numai pentru eforturi axiale, nu și pentru momente încovoietoare, astfel încît aceste secțiuni se pot considera articulate. Contrafișele au rolul de a fixa tălpile inferioare, respectiv superioare ale fermelor sau riglelor cadrelor, fapt important cînd acestea au eforturi de compresiune, reducînd lungimea lor de flambaj în direcția normală planului lor. Totodată contrafișele reduc deschiderea panelor, contribuind și la o distribuție mai convenabilă a momentelor încovoietoare pe lungimea lor (fig. 20.9, *b*).

Pana, fiind rezemată articulat pe ferme și elastic în dreptul prinderii ei de contrafișă, este un sistem static nedeterminat. Rigiditatea transversală a fermelor sau riglelor cadrelor fiind mică, atunci cînd sub acțiunea încărcări-

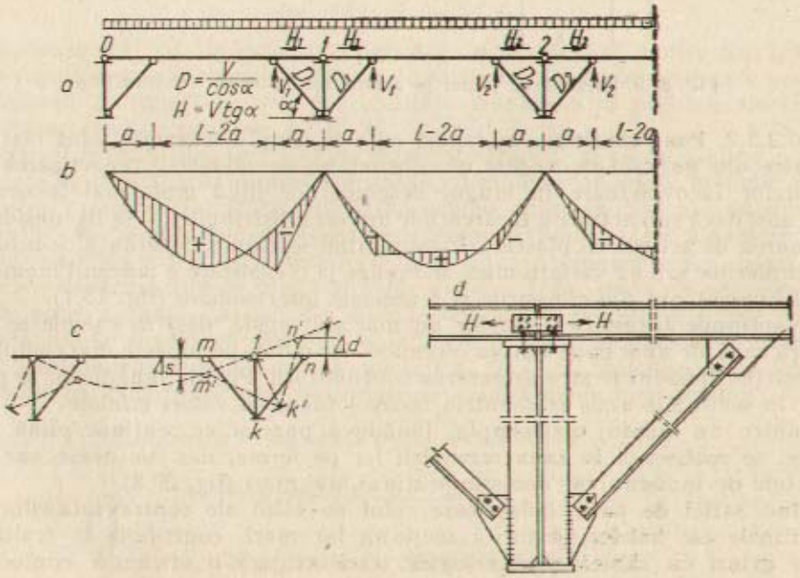



Fig. 20.9. Pane cu contrafișe comprimate :
*a* — schema statică ; *b* — diagrama de momente încovoietoare ; *c* — schema de calcul ; *d* — detaliu.



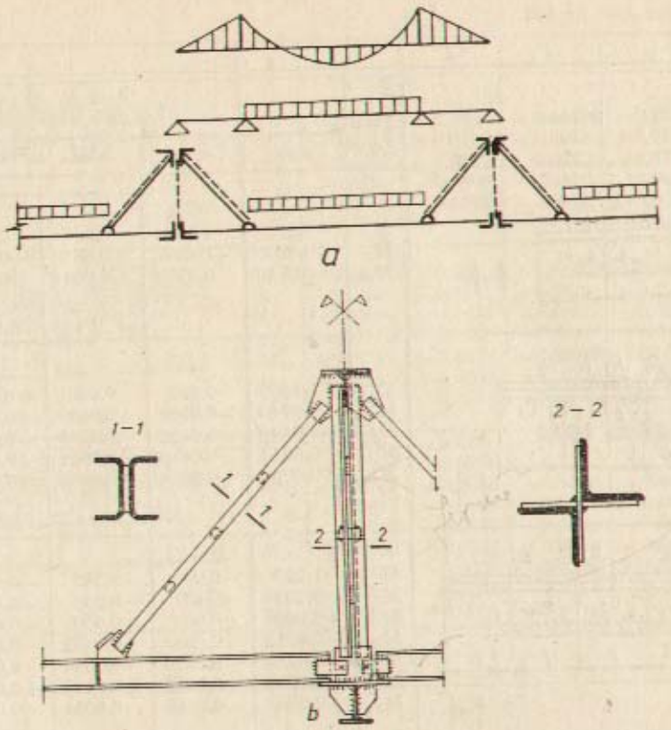
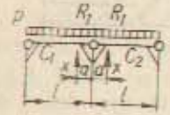
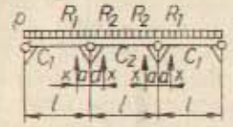
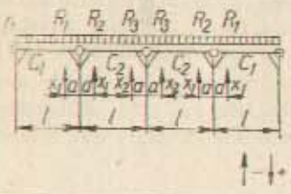
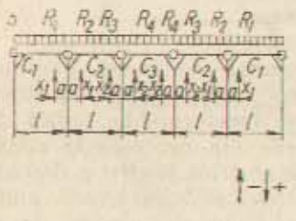



Fig. 20.10. Pane cu contrafișe întinse :
*a* — schema statică ; *b* — detaliu.

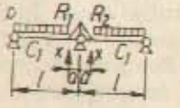
lor se vor roti în jurul punctelor *1*, *2*... de rezemare a panelor, considerate fixe, și contrafișele rigide, punctele *m*, *1* și *n* vor rămîne pe aceeași dreaptă, presupunînd că triunghiurile *m1k* și *n1k* sînt indeformabile, adică $\Delta s = \Delta d$ (fig. 20.9, *c*). În această ipoteză, eforturile din contrafișele alăturate aceleiași ferme vor fi egale, iar numărul necunoscutelor pentru *n* deschideri, va fi *n-1*. Dacă se are în vedere simetria geometrică și de încărcare, numărul necunoscutelor se reduce la jumătate, calculul fiind mai simplu. În cazul unei încărcări uniforme pe toată deschiderea panei, determinarea necunoscutelor se poate efectua în ipoteza că nu mai intervin rotiri ale fermelor sau riglelor cadrelor, adică $\Delta s = \Delta d = 0$. Efortul în prima contrafișă se consideră nul, datorită faptului că ferma sau rigla cadrului la un efort chiar neînsemnat ce s-ar dezvolta în contrafișă, va fi scoasă din planul ei. Reacțiunile verticale ale panelor în dreptul rezemării lor pe ferme vor fi negative, fiind necesară fixarea lor cu șuruburi de talpa superioară a acestora.

Sistemul de pane cu inimă plină cu contrafișe prezintă și avantaje economice pentru deschideri de 7,5...15 m. Se adoptă obișnuit rapoarte $a/l = 0{,}10...0{,}20$. Cu cît aceste rapoarte au valori mai mari, momentele încovoietoare în pană sînt mai mici și eforturile în contrafișe cresc. În tabelele 20.1 și 20.2 se dau valorile momentelor în pană în punctele de legătură cu contrafișele $M_R$ și în cîmp $M_C$ pentru pane cu contrafișe comprimate, respectiv întinse, iar în tabelul 20.3 sînt date săgețile în punctele de sprijinire a contrafișei.

*Tabelul 20.1*

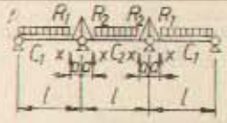
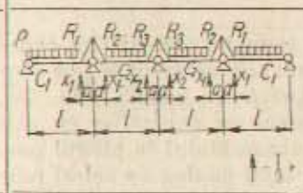
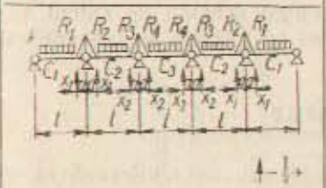
| Nr. crt. | Schema | Reacțiuni și momente | $k = \frac{a}{l}$ 0,10 | 0,15 | 0,20 | 0,25 | Multiplicator |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 |  | $X$ | −1,513 | −1,105 | −0,906 | −0,794 | $pl$ |
| | | $M_{C1}$ | +0,0600 | +0,0576 | +0,0510 | +0,0460 | $pl^2$ |
| | | $M_{R1}$ | −0,0910 | −0,0773 | −0,0649 | −0,0552 | $pl^2$ |
| 2 |  | $X$ | −1,1620 | −0,832 | −0,666 | −0,584 | $pl$ |
| | | $M_{C1}$ | +0,0740 | +0,0704 | +0,0680 | +0,0627 | $pl^2$ |
| | | $M_{R1}$ | −0,0590 | −0,0422 | −0,0265 | −0,0157 | $pl^2$ |
| | | $M_{R2}$ | −0,0714 | −0,0610 | 0,0532 | 0,0522 | $pl^2$ |
| | | $M_{C2}$ | +0,0086 | −0,0010 | 0,0082 | 0,0210 | $pl^2$ |
| 3 |  | $X_1$ | −1,292 | −0,945 | 0,783 | −0,695 | $pl$ |
| | | $X_2$ | −0,732 | −0,481 | −0,343 | −0,254 | $pl$ |
| | | $M_{C1}$ | +0,069 | +0,064 | +0,059 | +0,0515 | $pl^2$ |
| | | $M_{R1}$ | −0,0712 | −0,0568 | −0,0452 | −0,0367 | $pl^2$ |
| | | $M_{R2}$ | −0,0785 | −0,0674 | −0,0589 | 0,0524 | $pl^2$ |
| | | $M_{C2}$ | +0,0238 | +0,0181 | +0,0123 | +0,0122 | $pl^2$ |
| | | $M_{R3}$ | −0,0338 | −0,0188 | −0,0064 | −0,0016 | $pl^2$ |
| 4 |  | $X_1$ | −1,250 | −0,901 | −0,736 | −0,641 | $pl$ |
| | | $X_2$ | −0,872 | 0,608 | −0,475 | −0,392 | $pl$ |
| | | $M_{C1}$ | +0,0710 | +0,0662 | +0,0630 | +0,0578 | $pl^2$ |
| | | $M_{R1}$ | −0,0675 | −0,0532 | −0,0377 | −0,0264 | $pl^2$ |
| | | $M_{R2}$ | −0,0762 | −0,0651 | −0,0567 | −0,0510 | $pl^2$ |
| | | $M_{C2}$ | +0,0189 | +0,0139 | +0,0040 | +0,0024 | $pl^2$ |
| | | $M_{R3}$ | −0,0459 | −0,0341 | −0,0254 | −0,0197 | $pl^2$ |
| | | $M_{R4}$ | −0,0422 | 0,0275 | −0,0150 | −0,0042 | $pl^2$ |
| | | $M_{C3}$ | +0,0378 | +0,0340 | +0,0300 | +0,0270 | $pl^2$ |

*Tabelul 20.2*

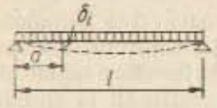
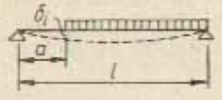
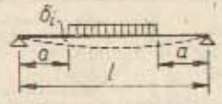
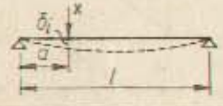
| Nr. crt. | Schema | Reacțiuni și momente | $k = \frac{a}{l}$ 0,10 | 0,15 | 0,20 | 0,25 | Multiplicator |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0 | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 |
| 1 |  | $X$ | −1.46 | −1,025 | −0,800 | −0,656 | $pl$ |
| | | $M_{C1}$ | +0.0610 | +0,0560 | +0,0512 | +0,0465 | $pl^2$ |
| | | $M_{R1}$ | −0.0912 | −0,0767 | −0,0640 | −0,0527 | $pl^2$ |



*Tabelul 20.2* (continuare)

| 0 | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 2 |  | $X$ | −1,120 | −0,752 | −0,561 | 0,436 | $pl$ |
| | | $M_{C1}$ | +0,074 | +0,0706 | +0,0675 | +0,0650 | $pl^2$ |
| | | $M_{R1}$ | −0,0605 | −0,0417 | −0,0262 | −0,0115 | $pl^2$ |
| | | $M_{R2}$ | −0,0720 | −0,0603 | −0,0528 | −0,0465 | $pl^2$ |
| | | $M_{C2}$ | +0,0080 | +0,0095 | −0,0078 | −0,0152 | $pl^2$ |
| 3 |  | $X_1$ | −1,235 | −0,870 | −0,676 | −0,560 | $pl$ |
| | | $X_2$ | −0,710 | −0,401 | −0,250 | −0,120 | $pl$ |
| | | $M_{C1}$ | +0,0690 | +0,0639 | +0,0595 | +0,0545 | $pl^2$ |
| | | $M_{R1}$ | −0,0710 | −0,0569 | −0,0442 | −0,0348 | $pl^2$ |
| | | $M_{R2}$ | −0,0781 | −0,0673 | −0,0582 | −0,0500 | $pl^2$ |
| | | $M_{C2}$ | +0,0250 | +0,0201 | +0,0160 | +0,0151 | $pl^2$ |
| | | $M_{R3}$ | −0,0362 | −0,0182 | −0,0071 | +0,0059 | $pl^2$ |
| 4 |  | $X_1$ | −1,200 | −0,826 | −0,630 | 0,505 | $pl$ |
| | | $X_2$ | −0,822 | −0,527 | −0,368 | 0,259 | $pl$ |
| | | $M_{C1}$ | +0,0705 | +0,0666 | +0,0626 | +0,0588 | $pl^2$ |
| | | $M_{R1}$ | −0,0675 | 0,0510 | −0,0368 | −0,0242 | $pl^2$ |
| | | $M_{R2}$ | −0,0762 | −0,0649 | 0,0555 | −0,0482 | $pl^2$ |
| | | $M_{C2}$ | +0,0190 | +0,0130 | +0,0068 | +0,0032 | $pl^2$ |
| | | $M_{R3}$ | −0,0460 | −0,0335 | −0,0240 | 0,0175 | $pl^2$ |
| | | $M_{R4}$ | −0,0422 | −0,0266 | −0,0136 | −0,0021 | $pl^2$ |
| | | $M_{C3}$ | +0,0380 | +0,0351 | +0,0314 | +0,0091 | $pl^2$ |

*Tabelul 20.3*

| Nr. crt. | Coeficient | Schema | $k = \frac{a}{l}$ 0,10 | 0,15 | 0,20 | 0,25 | Multiplicator |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | $C_1$ |  | 0,004091 | 0,005988 | 0,007740 | 0,009283 | $\frac{pl^4}{EI}$ |
| 2 | $C_1$ |  | 0,003949 | 0,005564 | 0,006823 | 0,007690 | $\frac{pl^4}{EI}$ |
| 3 | $C_1$ |  | 0,003858 | 0,005293 | 0,006200 | 0,006509 | $\frac{pl^4}{EI}$ |
| 4 | $C_2$ |  | 0,00270 | 0,00542 | 0,00852 | 0,0117 | $\frac{Xl^3}{EI}$ |
| 5 | $C_2$ | | 0,001635 | 0,00358 | 0,00613 | 0,00912 | $\frac{Xl^3}{EI}$ |

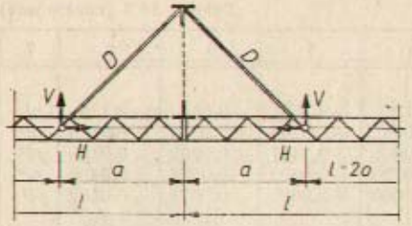



Fig. 20.11. Pane cu zăbrele cu contrafișe întinse.

Dacă panele reazemă la tălpile inferioare ale fermelor sau riglelor cadrelor, în sistemul de pane cu contrafișe întinse, în planul contrafișelor se pot dispune luminatoare paralel cu fermele, respectiv transversal halelor (fig. 20.10).

În cazul deschiderilor mari, pot fi folosite pane cu contrafișe cu zăbrele (fig. 20.11), care asigură o rigiditate mai bună ansamblului în planul panelor și contrafișelor. Calculul acestora se conduce în mod analog cu cel al panelor cu contrafișe cu secțiune plină, adoptînd pentru schema de calcul axa de inerție a secțiunilor celor două tălpi ale panei cu zăbrele și axa contrafișei.

### 20.2.4. PANE CU ZĂBRELE

Se utilizează cînd travele sînt mari (12...18 m). Se realizează ca grinzi simplu rezemate, învelitoarea rezemînd continuu pe talpa lor superioară, astfel încît pe lîngă efortul axial de compresiune va fi solicitată și de moment încovoietor. Între talpa inferioară a panelor cu zăbrele și a fermelor se pot prevedea contrafișe din oțel rotund capabile a prelua numai eforturi de întindere, astfel încît să nu fie realizată continuitatea panelor, cînd ar fi modificată starea de eforturi. Uneori se prevede o legătură rigidă numai pe o parte, ceea ce de asemenea nu creează continuitate.

La alegerea secțiunilor și realizarea constructivă a panelor cu zăbrele, sînt valabile principiile generale indicate în capitolul 12. Avînd în vedere solicitarea defavorabilă a tălpii superioare la efort axial de compresiune și moment încovoietor, forma și mărimea secțiunii ei trebuie astfel alese încît să prezinte o rigiditate corespunzătoare în planul grinzii, cît și normal acesteia. În figura 20.12 se arată schematic diferite moduri de alcătuire a barelor, iar în figura 20.13 se prezintă cîteva detalii de noduri.

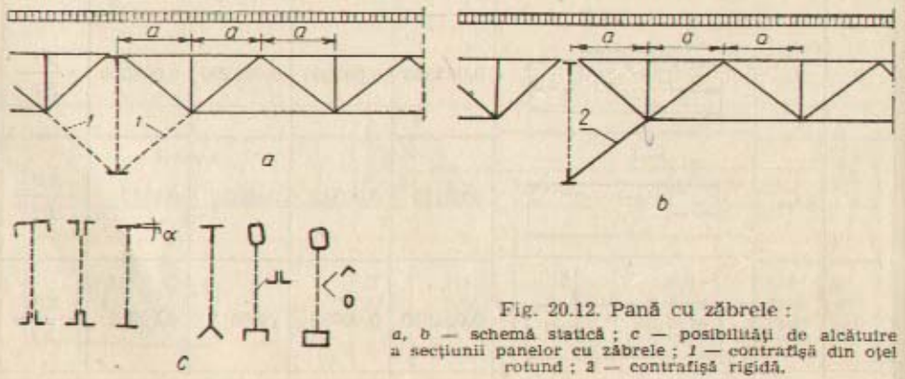



Fig. 20.12. Pană cu zăbrele :
*a, b* — schemă statică ; *c* — posibilități de alcătuire a secțiunii panelor cu zăbrele ; *1* — contrafișă din oțel rotund ; *2* — contrafișă rigidă.



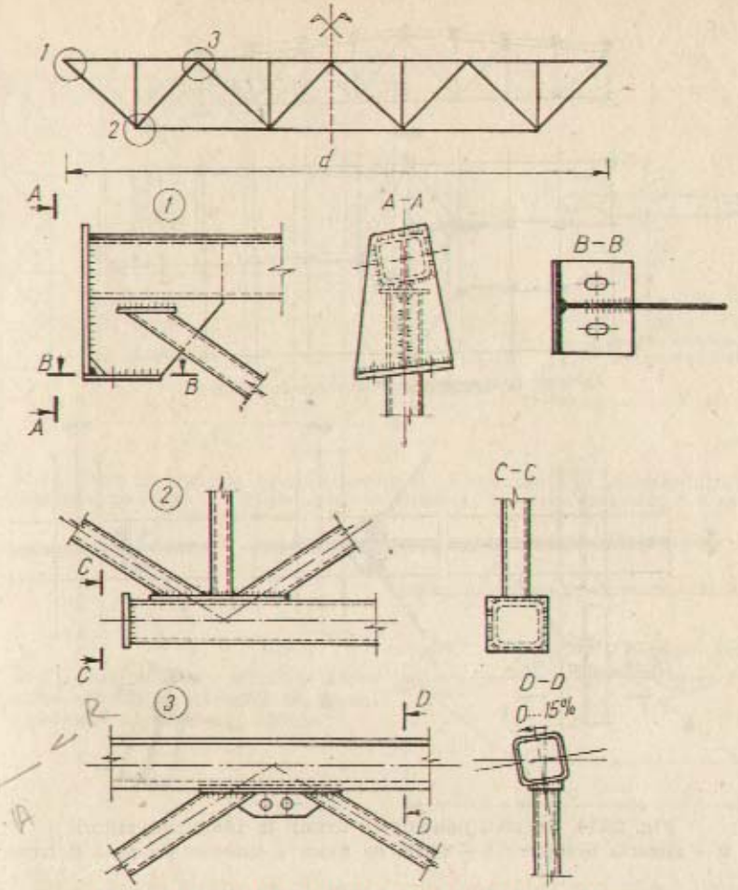



Fig. 20.13. Detalii de noduri pentru pana cu zăbrele.

### 20.2.5. VERIFICAREA SECȚIUNII PANELOR

Cînd componenta încărcărilor după planul învelitorii este preluată de către fiecare pană în parte, verificarea efortului unitar se face la încovoiere oblică cu relația :

$$\sigma = \frac{M_x}{W_x} + \frac{M_y}{W_y} \leqslant 1{,}1 \quad R. \tag{20.5}$$

Se urmărește reducerea lui $M_y$, adoptînd soluția legării panelor între ele după planul învelitorii cu ajutorul unor tiranți realizați din oțel rotund ∅10...18 mm, dispuși la jumătatea sau treimea travei, în funcție de înclinarea învelitorii. Tiranții se prevăd cu filete la ambele capete, permițînd reglarea în mod corespunzător a distanței dintre pane, cît și paralelismul lor (fig. 20.14).

Momentul încovoietor $M_x$ se calculează în funcție de schema statică reală a panei, considerîndu-i rezemarea pe ferme, cu rezemare simplă sau continuitate.

Pentru momentul $M_y$ pot fi considerate valorile din figura 20.15. În figură sînt de asemenea prezentate și valorile $M_x$, corespunzătoare diferitelor situații de verificare.

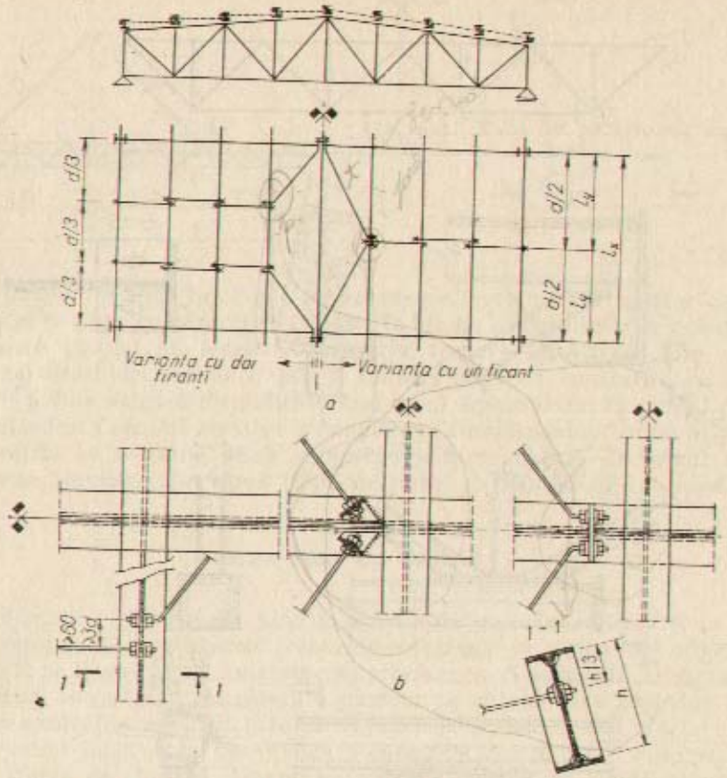



Fig. 20.14. Legarea panelor cu tiranți în planul învelitorii :
*a* — așezarea tiranților ; *b* — detalii de fixare a tiranților de pane și ferme.

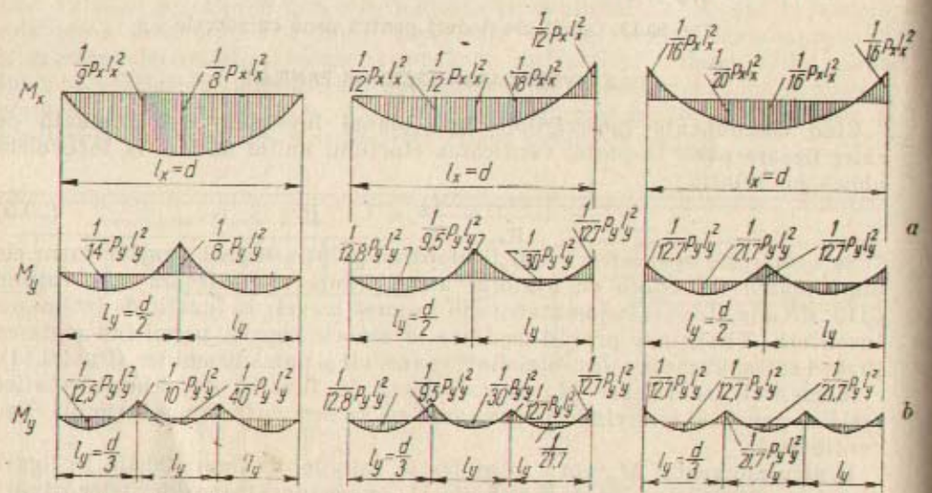


Fig. 20.15. Diagrame de momente $M_x$ și $M_y$ pentru calculul eforturilor unitare în secțiunea panelor :
*a* — până cu tiranți la jumătatea deschiderii ; *b* — până cu tiranți la treimea deschiderii.



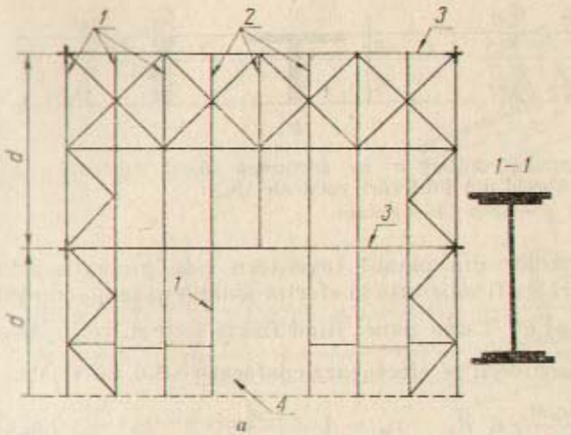



Fig. 20.16. Pane în travеile finale (care sînt și montanți ai contravîntuirilor) :
*a* — dispoziție pane ; *b* — variația secțiunii panelor ; *1* — pane continue ; *2* — pane simplu rezemate ; *3* — ferme ; *4* — luminator.

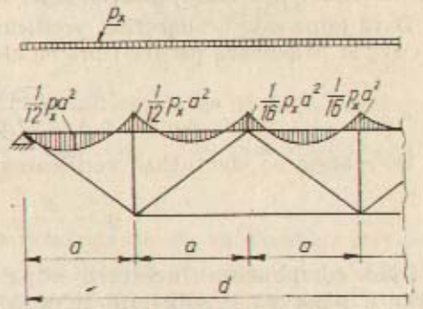


Fig. 20.17. Diagrama de momente aproximativă admisă în calculul tălpii superioare a panei cu zăbrele.

Dacă nu se poate conta pe alinierea corespunzătoare a panei prin tiranți, se pot considera valori majorate pentru $M_y$ cu 20%.

Cînd componenta $p_y$ este preluată de învelitoare, ceea ce apare în majoritatea cazurilor, verificarea efortului unitar $\sigma$ se efectuează numai în momentul $M_x$.

În acest caz, panele continue încărcate uniform, avînd deschideri egale sau care diferă cu cel mult 20%, și calculate în ipoteza formării de articulații plastice, se dimensionează pentru cîmpurile și reazemele intermediare și se întăresc pentru cele finale, unde momentul încovoietor are valoarea maximă.

Se preferă varianta din figura 13.1, *c* cu momente egale în primul cîmp și pe reazemul al doilea, soluție care evită plastificările efective de pe reazem.

În cazul panelor dublu T compuse prin sudare, variația secțiunii se realizează de regulă prin variația secțiunii tălpilor.

Se obișnuiește ca în cazul halelor, luminatoarele longitudinale să nu mai fie continuate în travеele finale, unde panele aferente lățimii acestora se pot executa simplu rezemate (fig. 20.16).

Calculul panelor cu zăbrele se efectuează după principiile generale ale grinzilor cu zăbrele, la eforturi axiale de întindere sau compresiune. Talpa superioară a panelor cu zăbrele pe lîngă solicitarea obișnuită din efortul axial de compresiune, este solicitată și de un moment încovoietor rezultat din încărcarea pe distanța dintre noduri. Cu suficientă aproximație se poate admite diagrama de momente din figura 20.17.

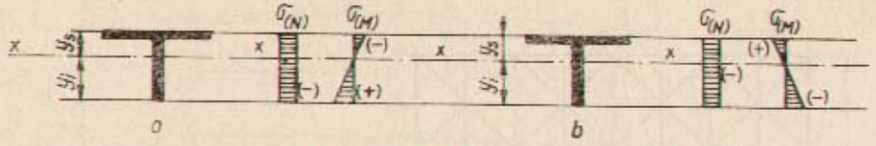


Fig. 20.18. Distribuția eforturilor unitare $\sigma$ pe secțiunea tălpii superioare a grinzii cu zăbrele din încărcări verticale ($p_z$):
*a* — cimp ; *b* — reazem.

Dacă componenta încărcărilor din planul invelitorii este preluată prin rigiditatea ei, talpa superioară va fi solicitată la efortul axial $N$ și la momentul încovoietor local $M_x = \frac{1}{16} p_z a^2$. Talpa panei fiind fixată lateral, verificarea de stabilitate la mijlocul deschiderii se efectuează conform § 8.3.6, cu relația :

$$\frac{N}{\varphi_x A} + \frac{c_x M_x}{W_x \cdot n_x} \leqslant R, \qquad n_x = 1 - \frac{\sigma}{\sigma_{E,x}} \tag{20.6}$$

unde $A$ este aria tălpii, $\varphi_x$ și $W_x$ — coeficientul de flambaj, respectiv modulul de rezistență corespunzător axei de încovoiere în plan vertical.

Dacă talpa este nesimetrică, verificarea se efectuează la mijlocul deschiderii, iar $W_x$ se calculează pentru fibra cu efort maxim de compresiune (fig. 20.18) :

$$\frac{N}{\varphi_x A} + \frac{c_x M_x}{I_x n_x} y_s \leqslant R. \tag{20.7}$$

Pe reazem se efectuează verificarea de rezistență

$$\sigma = \frac{N}{A} + \frac{c_x M_x}{I_x n_x} y_i \leqslant R. \tag{20.8}$$

Cînd componenta încărcării după planul invelitorii este preluată prin tiranți, pana va fi solicitată și de $M_y$, corespunzător distanței dintre tiranți ; pentru verificarea de stabilitate a panei se utilizează relația :

$$\frac{N}{\varphi_{min} A} + \frac{c_x M_x}{\varphi_y W_x n_x} + \frac{c_y M_y}{W_y n_y} \leqslant 1{,}1 \quad R. \qquad n_y = 1 - \frac{\sigma}{\sigma_{E,y}}. \tag{20.9}$$

Coeficientul $\varphi_{min}$ este cel corespunzător zvelteței celei mai mari, iar $\varphi_y$ cel corespunzător distanței între tiranți. În cazul secțiunilor dublu T se poate folosi metoda aproximativă a flambajului tălpii comprimate.

Panele sau tălpile panelor care sînt în același timp și bare ale unor contravîntuiri, se vor verifica cu relațiile arătate anterior ; dar se vor introduce și eforturile axiale care apar în bară datorită conlucrării în contravîntuire (fig. 20.16 și 20.19). Verificarea se face cu relațiile (20.6) sau (20.9).

Panele trebuie să satisfacă în același timp și condiția de deformabilitate, săgeata trebuind să se încadreze în limita admisibilă de $l/200$.

Săgeata panelor grinzi continue cu inimă plină se poate determina pentru stadiul elastic, mod de calcul care este în special valabil atunci cînd se aplică soluția din figura 13.1, *c*, care evită plastificările efective.

Săgeata panelor cu secțiune plină se poate determina și cu relația aproximativă (10.34) sau cu tabelul 10.12.



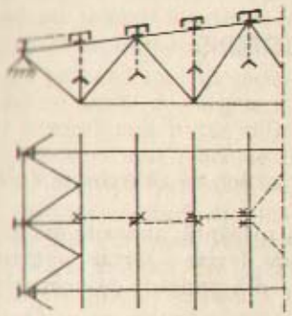


Fig. 20.19. Contravîntuire în planul învelitorii între pana de streașină și prima pană curentă, grindă cu zăbrele.

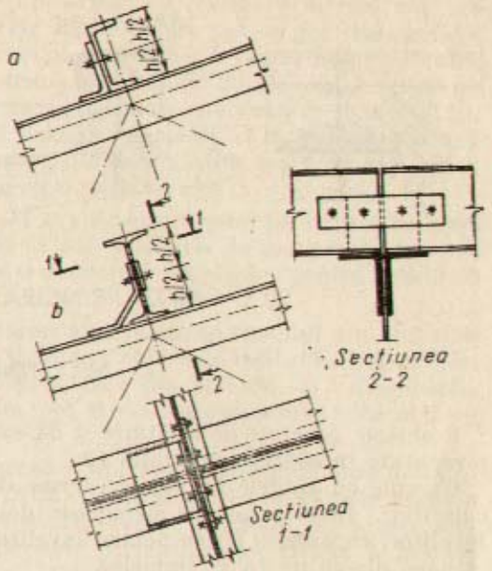



Fig. 20.20. Prinderea de ferme a panelor cu inimă plină :
*a* — pană profil U ; *b* — pană profil dublu T.

Săgeata panelor cu zăbrele poate fi determinată cu suficientă exactitate cu relațiile corespunzătoare panelor cu secțiune plină, considerînd un moment de inerție echivalent, egal cu 0,9 din momentul de inerție al tălpilor.

### 20.2.6. PRINDEREA PANELOR PE FERME

Panele cu inimă plină, realizate din profile U sau dublu T, se pot prinde de talpa fermelor prin intermediul unei corniere cu aripi neegale, respectiv a unei plăcuțe îndoite sudate de talpa fermei (fig. 20.20). Dacă profilele sînt înalte sau dacă se folosesc pane din profile compuse prin sudură se va folosi piesa *a* din figura 20.8.

Pentru a asigura toleranțele la prinderea de montaj, găurile șuruburilor vor fi ovalizate.

Întîrzierea de continuitate a panelor în dreptul grinzilor acoperișului (ferme sau grinzi cu secțiune plină) se face conform cu detaliile din figurile 20.8 și 15.2.

Panele cu zăbrele se prind de talpa fermelor în mod analog, alcătuind nodurile lor de reazem sub forma unor scaune. În figura 20.21 este indicată rezemarea pe fermă a unei pane cu zăbrele a cărei talpă superioară este alcătuită dintr-un profil U cu inima în planul învelitorii.

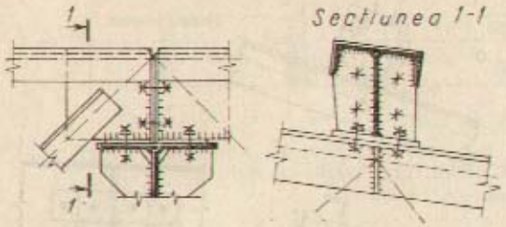



Fig. 20.21. Prinderea de fermă a unei pane curente cu zăbrele.

## 20.3. GRINZI PRINCIPALE DE ACOPERIȘ

### 20.3.1. FERME

Probleme generale de alcătuire și de calcul ale grinzilor cu zăbrele au fost prezentate în cadrul capitolului 12.

Grinzile cu zăbrele folosite ca ferme de acoperiș prezintă anumite particularități. În principiu se deosebesc două tipuri de ferme : ferme pentru învelitori cu pane și ferme pentru învelitori realizate din panouri de acoperiș așezate direct pe talpa fermelor.

*Fermele cu pane* se realizează în mod obișnuit cu perete simplu ; excepție fac unele ferme cu deschidere foarte mare (peste 50 m), unde apare necesară soluția cu perete dublu.

Nodurile fermelor cu pane se așază la 2,50...3 m, în funcție de mărimea panoului. În cazul acoperișurilor de azbociment ondulat cu pane la 1,50 m se prevăd zăbrele intermediare sau se întărește talpa superioară astfel încît să fie capabilă să reziste și la încovoiere între noduri (fig. 20.22).

Fermele care susțin panouri din beton armat așezate direct, se pot realiza cu perete simplu pentru travei și panouri de 6 m sau cu perete dublu în cazul traveii și al panourilor de 12 m deschidere.

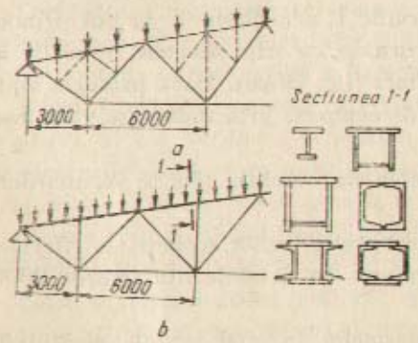



Fig. 20.22. Ferme cu bare suplimentare *(a)* și cu tălpi întărite *(b)*.

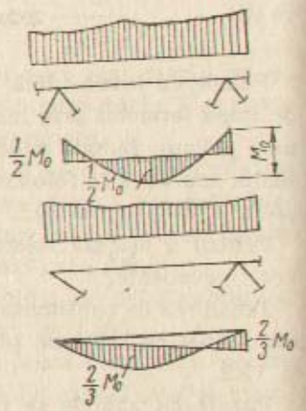



Fig. 20.23. Diagrama de momente pe talpa superioară a unei ferme pe care reazemă panouri din beton armat



În cazul folosirii panourilor de beton armat cu rezemare directă care au 1,50 m lățime, se pot prevedea zăbrele suplimentare sau se pot realiza tălpi mai puternice pentru a prelua prin încovoiere încărcările dintre noduri. Pentru calculul momentelor se folosește schema din figura 20.23, care extinsă la talpa unei grinzi cu zăbrele cu încărcare uniformă este dată în figura 20.17.

Un calcul mai exact se efectuează considerînd talpa ca o grindă continuă pe reazeme elastice. Momentele secundare din deformațiile barelor pot fi avute în vedere la deschideri mari și bare cu secțiuni puternice (v. și cap 26).

În cazul deschiderilor mari ($L > 24$ m) fermele se prevăd cu contrasăgeți ale tălpilor inferioare. În figura 20.24 se dau schemele de axe pentru fermele tipizate pentru învelitori fără izolație termică (fig. 20.24, *a*) și pentru învelitori cu izolație termică (fig. 20.24, *b*).

În prezent soluțiile cele mai economice sînt realizate cu tălpi din oțel slab aliat cu limita de curgere $\sigma_c = 360$ N/mm², sau chiar mai ridicată. Diagonalele, în general mai puțin solicitate, sînt prevăzute din oțel OL 37 ; diagonalele cu eforturi mai mari de lîngă reazem pot fi realizate economic din oțel cu caracteristici mecanice superioare.

Diferite moduri de alcătuire a fermelor tipizate realizate în țara noastră și în alte țări sînt arătate în figura 20.25. O soluție economică este aceea a realizării tălpilor din secțiuni compuse prin sudare (secțiuni T, ⊐ sau secțiuni închise). Secțiunea compusă permite dimensionarea strictă a barelor și obținerea unor rezolvări economice. În cazul barelor din profile U sau L discontinuitățile sortimentului pot duce la unele supradimensionări. În schimb folosirea de secțiuni compuse prin sudură conduce la un consum sporit de mînă de lucru, la complicarea lucrărilor în atelier deoarece platbandele trebuie tăiate (debitate) din table groase și apoi resudate pentru alcătuirea profilelor.

Necesitățile de transport cer ca fermele să se uzineze în două tronsoane, de regulă simetrice, care se înnădesc pe șantier cu sudură sau cu șuruburi de înaltă rezistență.

Soluții de înnădire a fermelor sînt arătate în figurile 20.26 și 20.27.

Folosirea țevilor la realizarea fermelor conduce la economie de metal ; se recomandă prinderea directă la noduri. Rezemarea panelor se face prin intermediul unor scaune sudate de talpa superioară (v. fig. 12.9). O soluție interesantă o constituie folosirea integrală a țevilor dreptunghiulare, sau combinarea țevilor rotunde cu cele dreptunghiulare, respectiv a țevilor cu profilele laminate.

La calculul fermelor care fac parte dintr-o structură trebuie să se ia în considerare și unele solicitări suplimentare introduse de legătura cu stîlpii halei. În cazul fermelor legate articulat de stîlpi, forțele orizontale provenite din încărcări orizontale se transmit de la fermă la stîlp cu o excentricitate corespunzătoare înălțimii guseului de reazem ; rezultă implicit necesitatea ca acest guseu să aibă o înălțime cît mai redusă (fig. 20.28, *a*).

Momentul $M = H h_0$ se preia de cele două bare aferente nodului proporțional cu rigiditățile lor liniare $K = I/l$ ; capătul opus al barelor se consideră articulat (linia continuă de pe figura 20.28, *b*) :

$$M_t = M \frac{K_t}{K_t + K_d} ; \quad M_d = M \frac{K_d}{K_t + K_d} . \tag{20.10}$$

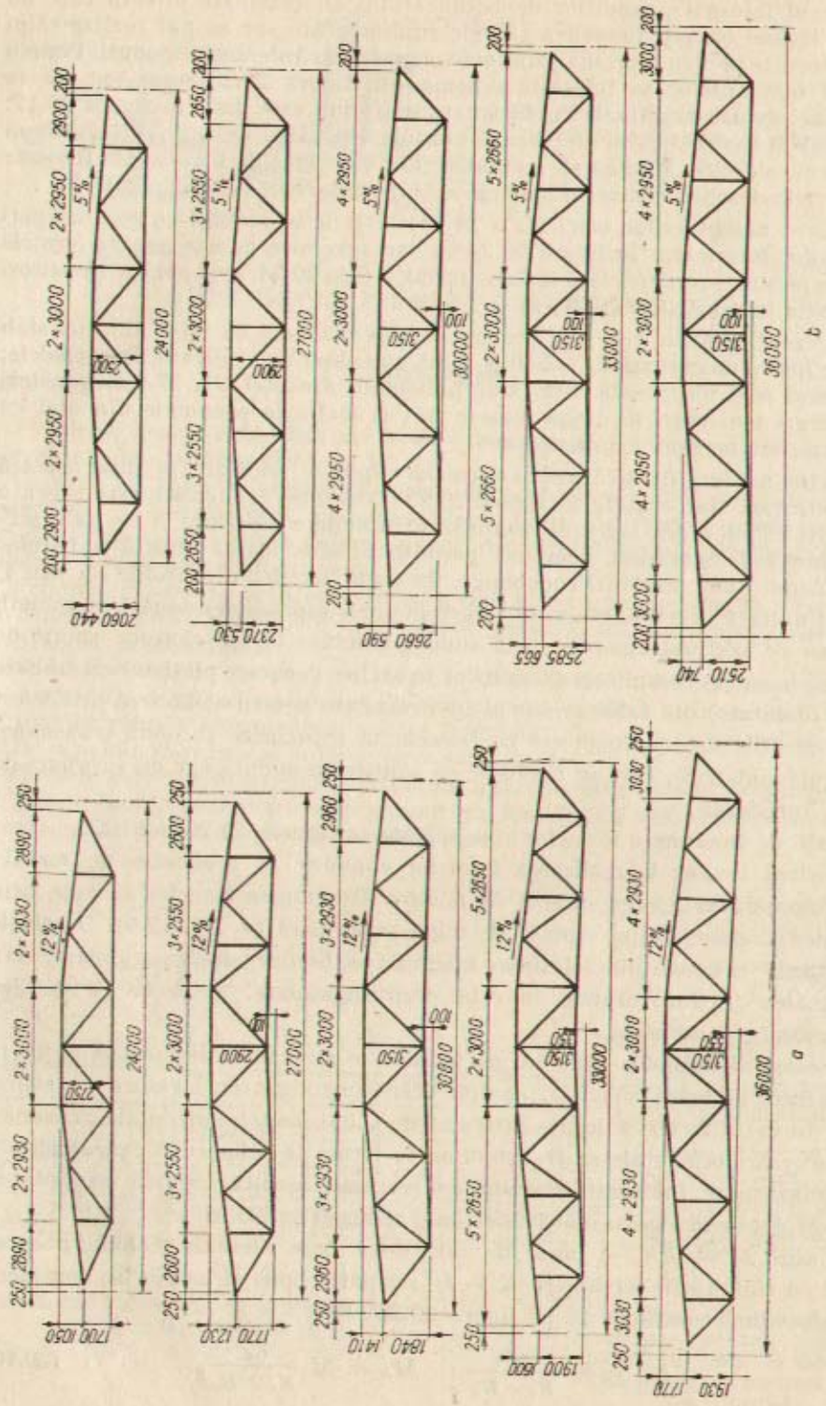


Fig. 20.24. Scheme de axe ale fermelor de acoperiș :
a — pentru învelitori fără izolație termică ; b — pentru învelitori cu izolație termică.

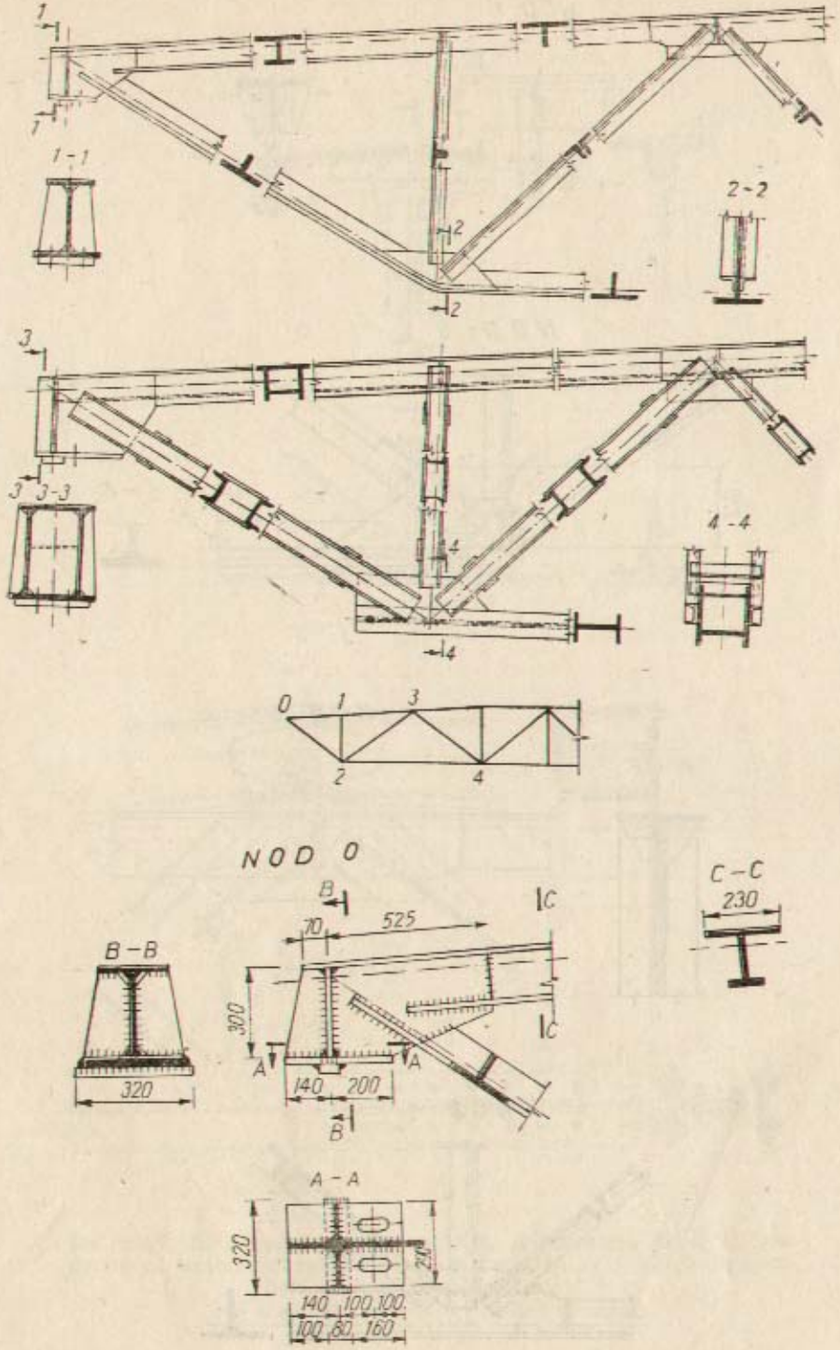



Fig. 20.25. Rezolvări constructive la ferme.

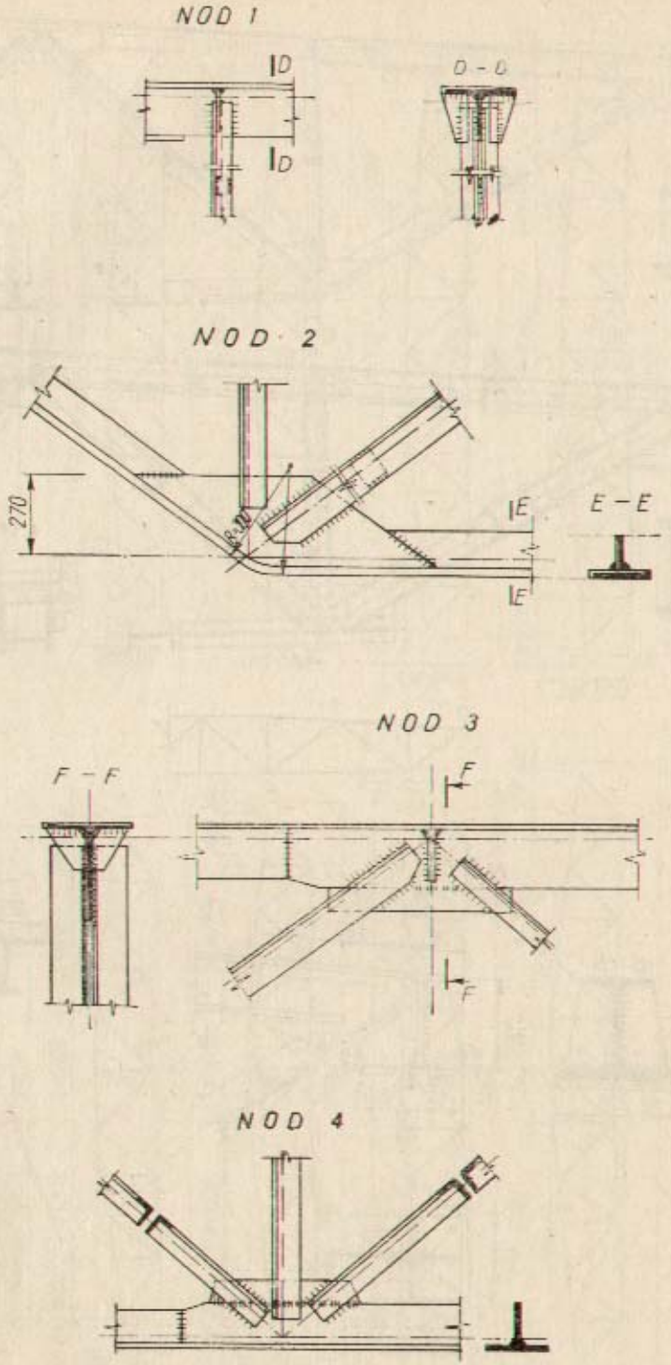



Fig. 20.25. Rezolvări constructive la ferme.



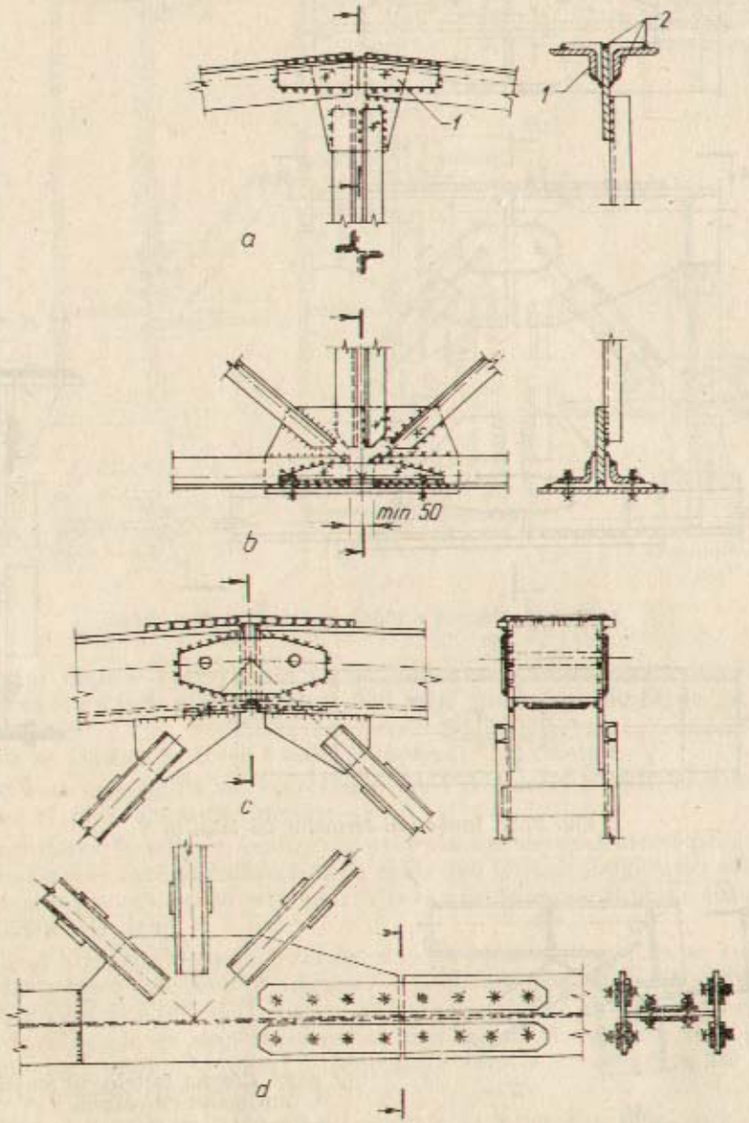



Fig. 20.26. Înnădirea fermelor cu tălpi din corniere (*a* și *b*), respectiv cu secțiune chesonată *(c)* cu sudură sau în dublu T cu șuruburi de înaltă rezistență *(d)* :

1 — eclise din corniere ; 2 — suduri de montaj.

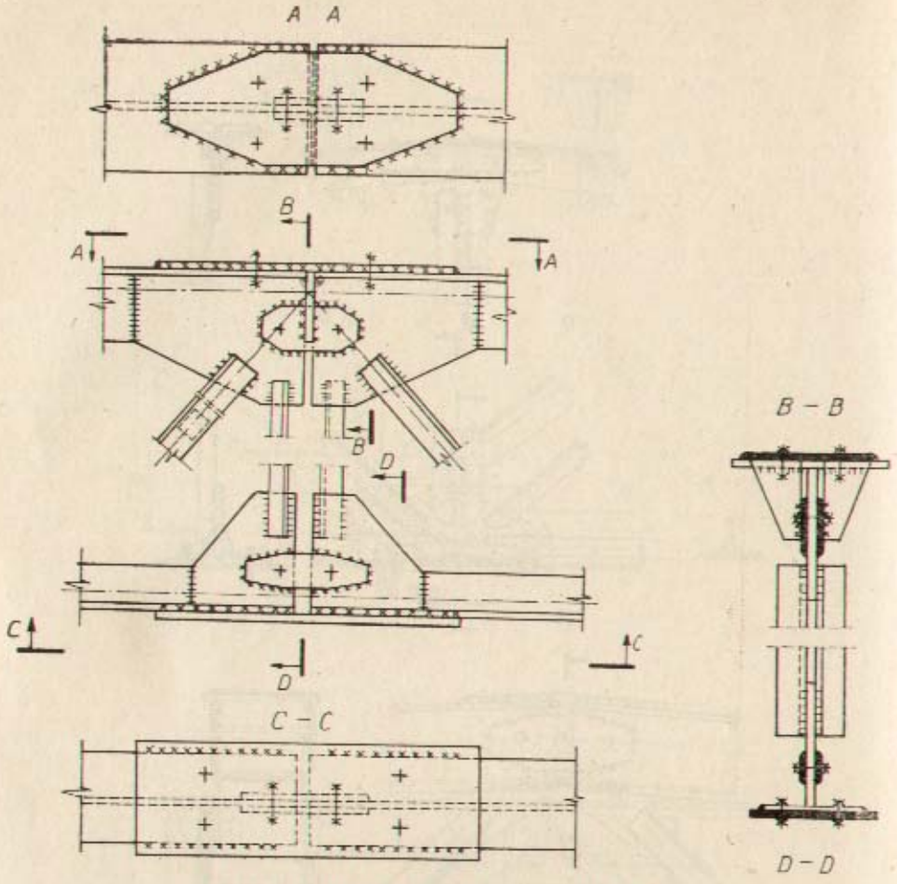



Fig. 20.27. Înnădirea fermelor cu tălpi în T.

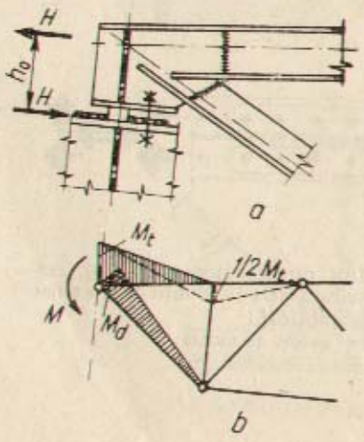



Fig. 20.28. Efectul forțelor orizontale din nodul de reazem :
*a* — schema constructivă ; *b* — eforturi pe bare.



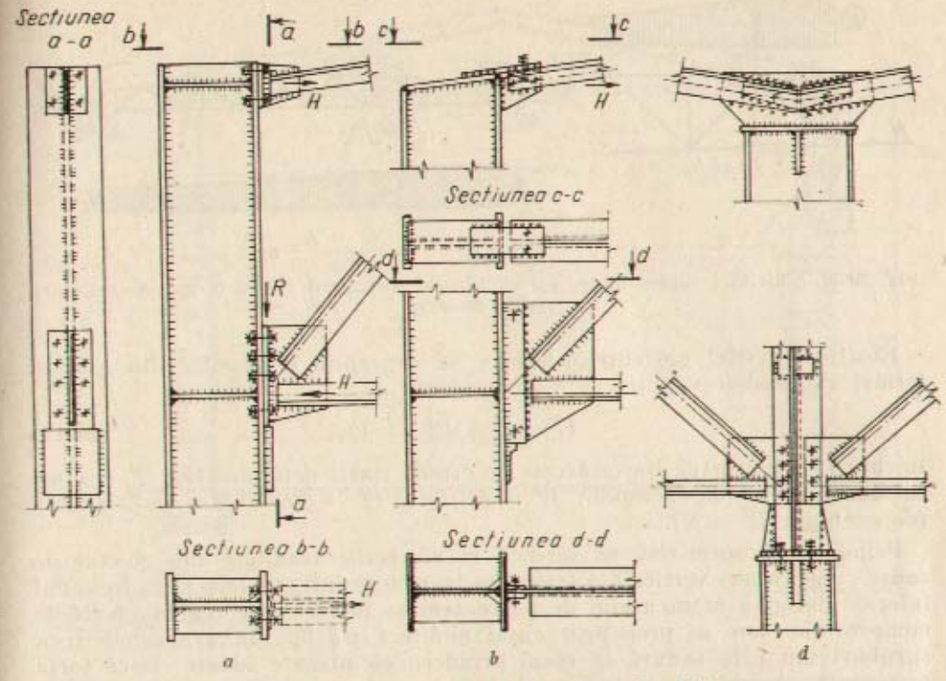



Fig. 20.29. Prinderea rigidă a fermelor de stîlpi.

În cazul tălpilor comprimate rigide, influența momentului poate fi considerată că se extinde pînă la primul nod rigid (linia întreruptă de pe figura 20.28, *b*).

Barele se verifică la forță axială și moment încovoietor.

Talpa care este rigidă se încarcă mai mult și deseori rezultă necesară consolidarea ei pe o anumită lungime.

Transmiterea forțelor se realizează prin plăcuțe de centrare și prin blocaje corespunzătoare care se sudează după centrarea fermei. Asigurarea toleranțelor de montaj se realizează prin găurile mai mari sau ovalizate ale șuruburilor de prindere de stîlp.

În cazul prinderii rigide a fermelor de stîlpi prima diagonală se realizează de regulă ascendentă, ceea ce asigură o repartizare mai rațională a eforturilor în zona de reazem a fermei. În figura 20.29 *a* se prezintă o prindere cu șuruburi obișnuite și rezemare prin intermediul unui scaun. O variantă care permite toleranțe mai mari la montaj o reprezintă soluția de prindere cu plăcuțe sudate la montaj (fig. 20.29, *b* și *c*).

Realizarea continuității cu plăcuțe sudate la ferme continue este arătată în figurile 20.29, *c* și *d*.

Fermele și prinderile de stîlpi în cazul continuității se verifică la efectul momentelor de pe reazeme și al forțelor axiale din efectul de cadru.

Momentele de pe reazem se transmit sub forma unui cuplu de forțe (fig. 20.30, *a*) : $I_1 = M_1/h_1$, iar forța axială $N$ se poate considera că se transmite numai la talpa inferioară acolo unde se transmite și reacțiunea verticală $R$.

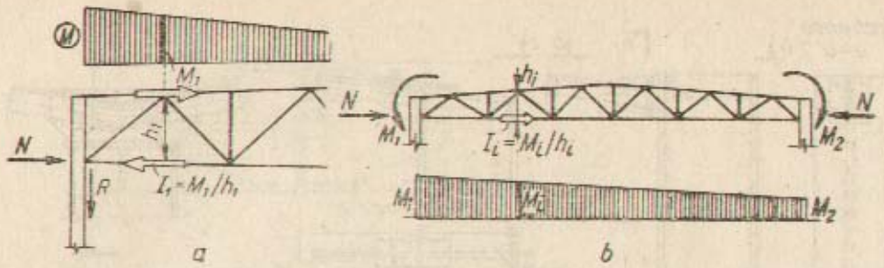



Fig. 20.30. Solicitări suplimentare *(a)* și schemă de calcul *(b)* la ferme cu prinderi rigide de stîlpi.

Eforturile astfel obținute din bare se suprapun eforturilor din ipoteza fermei static determinate :

$$I_i = I_i^0 + I_i^M + I_i^N, \tag{20.11}$$

în care $I_i^0$ este efortul din încărcare pe grinda static determinată ; $I_i^M$ — efortul din moment (de exemplu : $I_i^M = M_i/h_i$) ; $I_i^N$ — efortul din forța axială (de exemplu $I_i^N = N$).

Prinderea propriu-zisă se verifică la eforturile rezultate din efectul de cadru ; reacțiunea verticală a fermei se transmite integral la scaun. În nodul inferior datorită momentului de pe reazem se dezvoltă de regulă o forță de compresiune care se preia prin contactul direct cu stîlpul în cazul prinderii cu șuruburi sau prin sudură în cazul prinderii cu plăcuțe sudate. Dacă forța orizontală care acționează la nivelul tălpii fermei nu solicită centric prinderea, se ține seama și de momentul $H \cdot e$ în care $H$ este rezultanta solicitărilor pe orizontală (fig. 20.31) ; se urmărește ca excentricitatea să nu fie prea mare astfel încît în prindere să nu apară eforturi de întindere. Dacă totuși se dezvoltă eforturi de întindere, prinderile cu șuruburi se verifică cu relația :

$$N_{max}^{\dagger} = \frac{He h_{max}}{\Sigma h_i^2} + \frac{H}{n}. \tag{20.12}$$

Nodul superior se centrează și se verifică la întindere ; în cazul prinderii cu șuruburi calculul prinderii cu flanșe se efectuează conform capitolului 6.

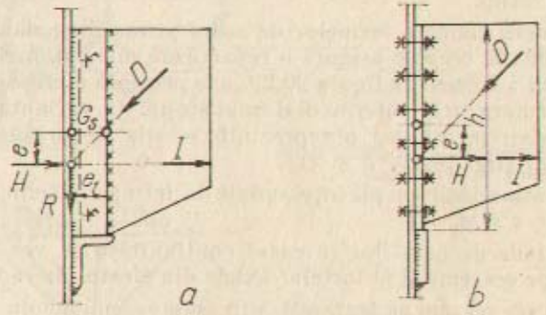



Fig. 20.31. Solicitarea prinderilor fermei de stîlpi :
a — soluție sudată ; b — soluție cu șuruburi.



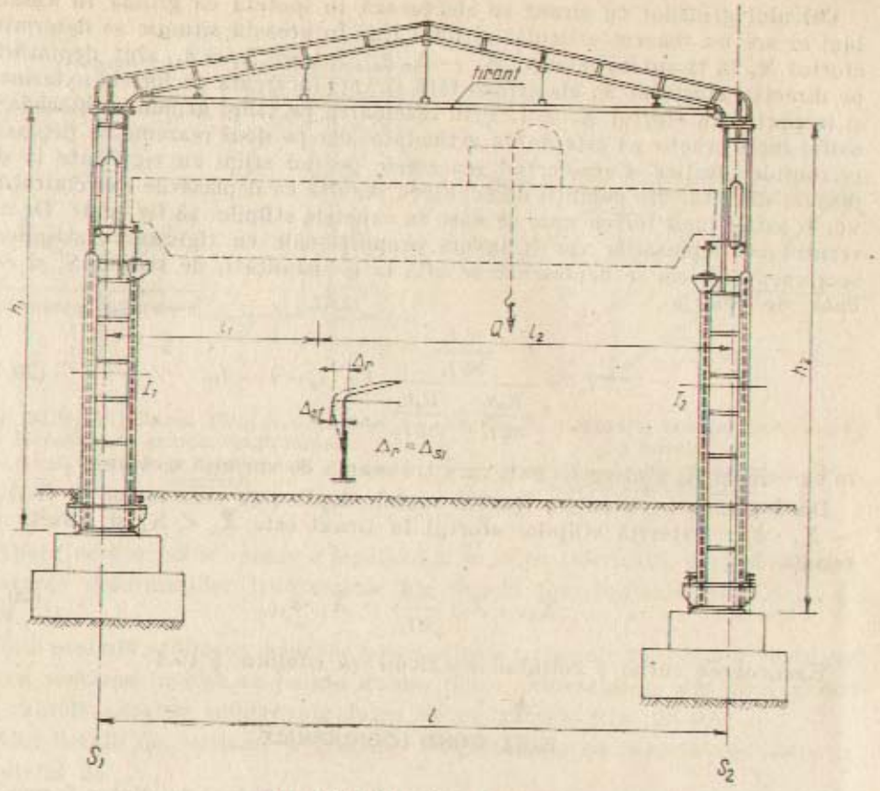



Fig. 20.32. Grinzi cu tirant.

### 20.3.2. GRINZI DE ACOPERIȘ CU SECȚIUNE PLINĂ

Grinzile cu secțiune plină pot deveni raționale și competitive atunci cînd se pot proiecta continue (realizîndu-se și o reducere a înălțimii și volumului, halei) din oțeluri cu caracteristici superioare și cu inimi suple.

Cînd nu este posibilă realizarea de grinzi continue se pot utiliza grinzi cu tirant (fig. 20.32 și fig. 20.33) la care se folosesc uneori elemente hibride.

Calculul grinzilor continue se poate face ținînd seama de dezvoltarea articulațiilor plastice, dar în acest caz este necesar ca suplețea inimilor și a tălpilor să rămînă în limite mai reduse (v. cap. 13 și 18). Dacă se folosesc grinzi cu inimi cu supleție mare sau grinzi hibride calculul se va face în domeniul elastic folosindu-se metodele de calcul arătate la capitolul 13.

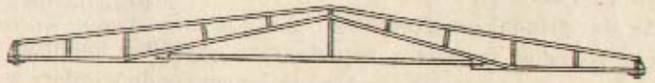


Fig. 20.33. Grindă cu tirant scurt.

Calculul grinzilor cu tirant se efectuează în ipoteza că grinda în ansamblul ei are un reazem articulat și unul fix. În această situație se determină efortul $X_1$ în tirant cu relația : $X_1 = \Delta_1/\delta_{11}$, în care $\Delta_1$ și $\delta_{11}$ sînt deplasările pe direcția efortului $X_1$ ale grinzii fără tirant, încărcată cu forțele exterioare și respectiv cu efortul $X_1 = 1$. Prin rezemarea pe stîlpi grinda se blochează, astfel încît practic ea este dublu articulată, dar pe două reazeme cu deplasări orizontale elastice. Considerînd reazemele pe doi stîlpi cu rigiditate la deplasare diferită, din condiții de echilibru rezultă că deplasările extremităților vor fi astfel încît forțele care se nasc în capetele stîlpilor să fie egale. De aici rezultă că deplasările vor fi invers proporționale cu rigiditatea stîlpilor și secțiunea care nu se deplasează se află la o distanță $l_1$ de stîlpul $S_1$ și este dată de relația :

$$l_1 = \frac{\frac{K_2 h_2}{3EI_2}}{\frac{K_2 h_2}{3EI_2} + \frac{K_1 h_1}{3EI_1}} l\,; \quad l_2 = l - l_1. \tag{20.13}$$

în care $K_1$ și $K_2$ sînt coeficienți care țin seama de variația secțiunii.

Dacă grinda ar avea un reazem mobil, deplasarea reazemelor ar fi $\Delta_1 = -X_1 \cdot \delta_{11}$. Datorită stîlpilor efortul în tirant este $\overline{X}_1 < X_1$ și rezultă din relația :

$$(X_1 - \overline{X}_1)\frac{K_1 h_1}{EI_1} = \overline{X}_1 \cdot \delta_{11}. \tag{20.14}$$

Racordarea curbă a colțului se calculează conform § 15.1.

### 20.3.3. GRINZI LOGITUDINALE

În cazul cînd distanțele între stîlpi depășesc distanțele dintre ferme (de regulă lipsesc stîlpii în dreptul unor utilaje) sau cînd însăși structura este prevăzută cu ferme la distanță mică, rezemarea acestora din urmă se face pe grinzi longitudinale. Grinzile longitudinale pot fi cu zăbrele sau cu secțiune plină.

Grinzile longitudinale cu zăbrele se folosesc de regulă în cazul cînd susțin ferme sau cînd acoperă suprafețe mari și nu accidente locale. Cînd grinzile longitudinale sînt cu perete simplu este indicat ca fermele să rezeme la partea inferioară a acestora, iar talpa superioară să asigure o anumită continuitate a fermelor ; în acest mod se asigură și stabilitatea generală a grinzilor longitudinale (fig. 25.4, *a*). Dacă se urmărește ca fermele să rămînă simplu rezemate (fără continuitate) pe grinzile longitudinale, se leagă doar una din tălpile superioare, iar celeilalte i se lasă o rezemare alunecătoare pe orizontală folosind găuri ovalizate (fig. 20.34). Deformațiile limitate de la talpa superioară (de altfel aceleași ca și cînd ferma ar fi pe o singură parte) produc solicitări neînsemnate în grinda longitudinală.

Rezemarea fermelor la partea superioară a grinzilor longitudinale poate crea încărcări excentrice care să conducă la fenomene de pierdere a stabilității grinzii.



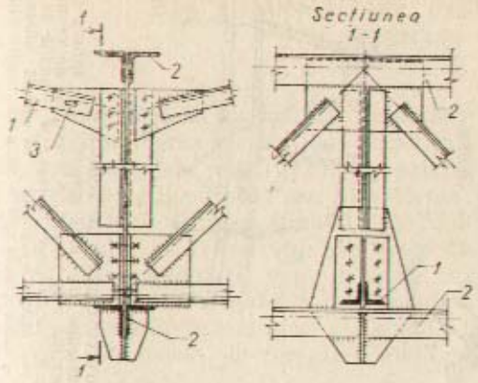



Fig. 20.34. Prinderea fără continuitate a fermelor de grinda longitudinală :
1 — fermă; 2 — grindă longitudinală; 3 — gaură ovalizată.

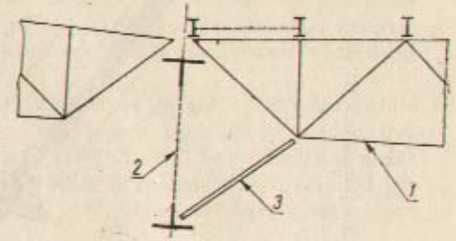



Fig. 20.35. Legătura la talpa inferioară a fermei :
1 — fermă ; 2 — grindă longitudinală ; 3 — bară de legătură rigidă.

Apare necesar să se creeze o legătură și la talpa inferioară, care să asigure limitarea deformațiilor transversale ale grinzii longitudinale (fig. 20.35 și 25.4, *b*).

Este posibilă utilizarea grinzilor longitudinale cu rigiditate spațială, realizate fie cu secțiune închisă cu perete dublu, fie — preferabil — din două grinzi cu zăbrele paralele solidarizate între ele cu zăbrele (fig. 20.36).

Alte detalii de realizare a grinzilor longitudinale cu zăbrele sînt date în capitolul 25.

În cazul grinzilor principale cu secțiune plină grinzile de susținere pot fi și ele realizate cu secțiune plină ; este mai rațională secțiunea închisă care prezintă o rigiditate sporită la răsucire și permite transmiteri excentrice ale încărcărilor aduse de ferme (fig. 20.37).

În orice sistem rezemările trebuie să asigure o legătură corespunzătoare între grinzile principale și grinzile de susținere longitudinale și prin intermediul celor dintîi să se creeze legături corespunzătoare cu sistemul de contravîntuiri al șarpantei acoperișului, asigurîndu-se astfel stabilitatea generală a structurii.

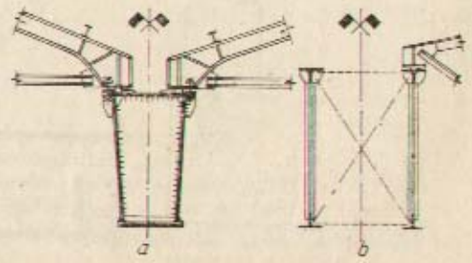



Fig. 20.36. Grinzi longitudinale cu rigiditate spațială :
*a* — cu secțiune închisă ; *b* — din două grinzi cu zăbrele.

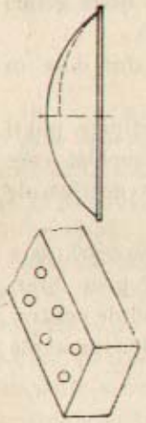


Fig. 20.38. Luminatoare transparente sub formă de cupolete.

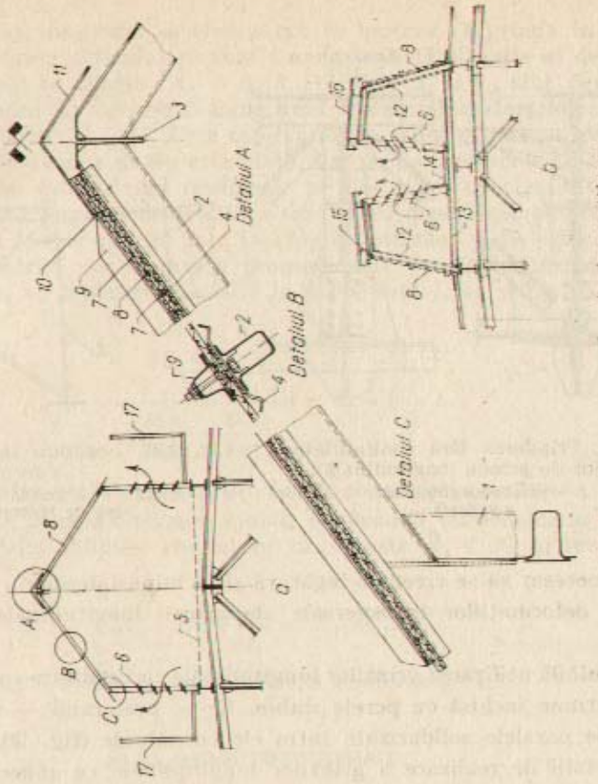



Fig. 20.39. Luminatoare cu clapete de ventilare :
*a* — cu clapete exterioare ; *b* — tip Dunkerque ; *1* — stîlp metalic ; *2* — spros ; *3* — riglă superioară ; *4* — lăcrimar ; *5* — tirant din oțel rotund ; *6* — clapete de ventilație ; *7* — carton bitumat ; *8* — geam armat ; *9* — acoperitor de rost ; *10* — bandă de cauciuc ; *11* — acoperitor de coamă ; *12* — cadru luminator ; *13* — riglă luminator ; *14* — jgheab ; *15* — pană luminator ; *16* — tablă cutată ; *17* — paravan contra vîntului.

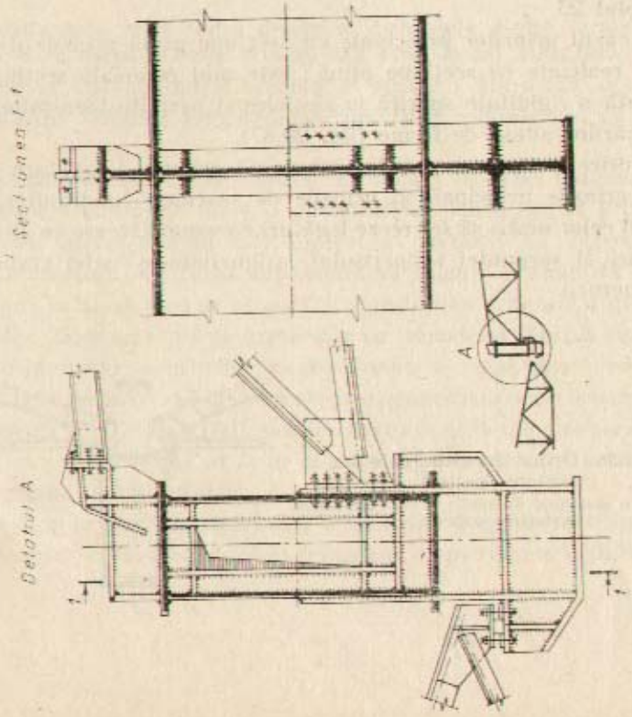



Fig. 20.37. Rezemarea dezvelată a fermelor pe o grindă longitudinală chesonată.

## 20.4. LUMINATOARE. INSTALAȚII DE CAPTARE A ENERGIEI SOLARE

• *Luminatoarele* așezate pe structura de rezistență a acoperișului servesc pentru iluminarea și ventilarea naturală a halelor. În funcție de mărimea lor, luminatoarele pot fi rezolvate sub formă de cupolete din material plastic transparent (fig. 20.38) sau sub forma unor elemente mai mari susținute de o structură metalică (fig. 20.39 și 20.40).

În cazul cînd necesitățile de ventilație sînt reduse se pot prevedea luminatoare triunghiulare, care în unele cazuri pot avea și anumite deschideri pentru ventilație situate la partea inferioară (fig. 20.39). În cazul unor necesități de ventilație mai mari se prevăd luminatoare dreptunghiulare (fig. 20.40) la care panourile de fereastră sînt mobile, permițînd crearea unor goluri

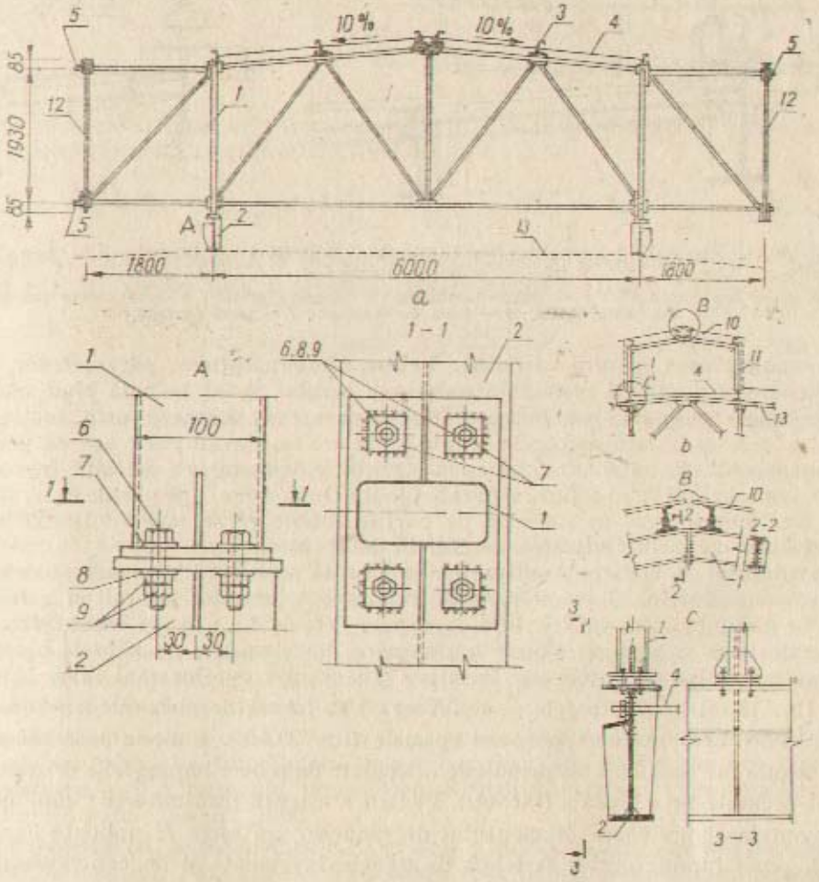



Fig. 20.40. Tipuri de luminatoare. Detalii constructive :
*a*, *b* — tipuri de luminatoare ; *1* — cadru luminator ; *2* — pană de susținere luminator ; *3* — pană ; *4* — tirant ; *5* — riglă ; *6* — șurub (M 12) ; *7* — șaibă pătrată ; *8* — șaibă rotundă ; *9* — piuliță ; *10* — învelitoare ; *11* — geam armat sau clapete de ventilație ; *12* — cadru paravan contra vîntului ; *13* — talpa superioară a fermei.

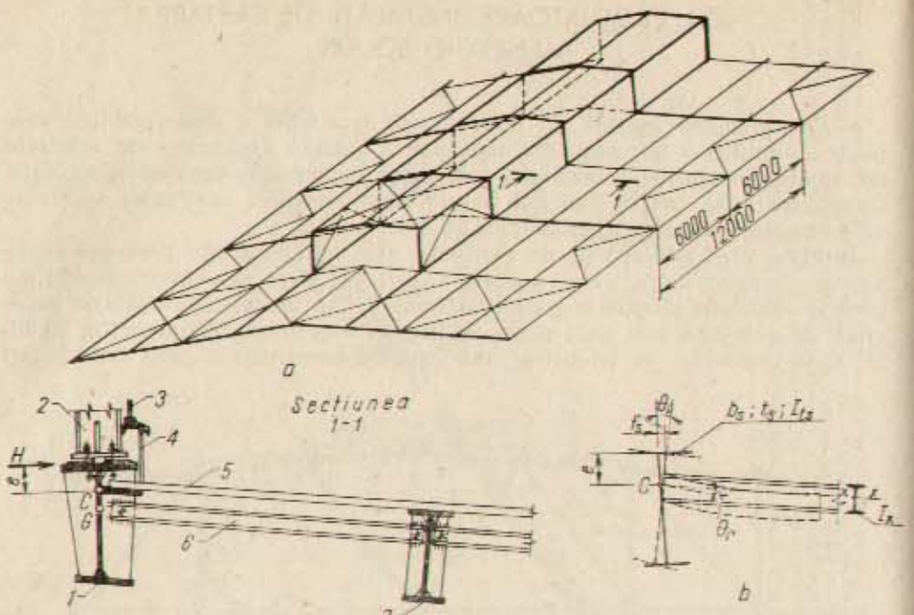



Fig. 20.41. Ansamblul șarpantei cu luminator. Solicitări suplimentare în pana de sub luminator :
*1* — pană sub luminator ; *2* — cadru luminator ; *3* — geam armat ; *4* — închidere laterală ; *5* — tablă cutată ; *6* — bară de legătură ; *7* — pană curentă.

corespunzătoare pentru aerisire. Pentru îmbunătățirea parametrilor de ventilare și pentru a evita reintroducerea aerului viciat în hală cînd vîntul bate spre luminator se folosesc luminatoare care lucrează prin sucțiune. În acest scop la luminatoarele dreptunghiulare se prevăd paravane cu pereți transparenți sau după caz chiar opaci. O soluție de asemenea folosită frecvent este luminatorul cu funcțiuni separate (de tip Dunkerque) ; pe părțile exterioare se face iluminarea, în timp ce pe părțile interioare se face ventilația prin sucțiunea creată de mișcarea aerului în golul interior.

Structura de rezistență a luminatoarelor se realizează din cadre sau elemente cu zăbrele. Din condițiile de realizare a pereților laterali și a ferestrelor distanța între cadrele luminatoarelor este de 3...6 m. În cazul fermelor așezate la 6 m se pot realiza luminatoare din elemente cu zăbrele așezate direct pe talpa superioară a fermelor. În cazul travee lor mai mari ($L_t$ = 12...18 m) luminatoarele se realizează sub formă de elemente cu zăbrele sau cadre care reazemă pe pane speciale (fig. 20.40.). Cadrele se realizează de regulă din profile și au prinderile articulate de pane ; împingerile orizontale sînt preluate prin blocaje (tacheți). Pentru a asigura transmiterea împingerii orizontale și preluarea momentului de răsucire din forța $H$ aplicată excentric, pana luminatorului se leagă de panele învecinate și de contravîntuire cu o bară rigidă la încovoiere (fig. 20.41, *a*).

Momentul de răsucire care revine panei $M_p$ (fig. 20.41, *b*) rezultă din egalarea unghiului de răsucire al panei cu unghiul de rotire al barei de legătură.



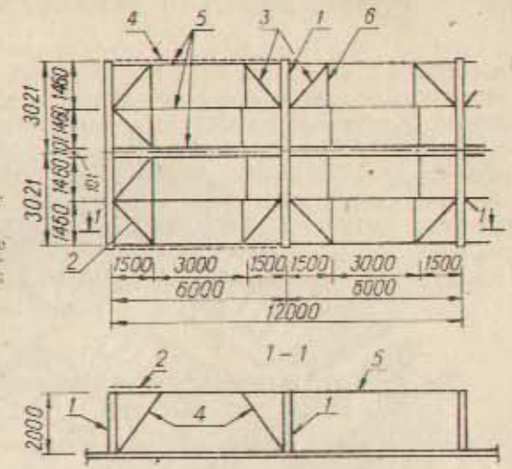



Fig. 20.42. Contravîntuiri luminator (tronson capăt) :
*1* — cadru luminator ; *2* — contravîntuire transversală ; *3* — contravîntuire longitudinală ; *4* — contravîntuire verticală ; *5* — pane ; *6* — tirant.

Dacă momentul total de răsucire este $H \cdot e$ ($e$ fiind excentricitatea în raport cu centrul de răsucire al profilului) se obține :

$$\theta_p = \theta_r = \theta ; \frac{1}{2} M_p \left( \frac{l^2}{EI_\omega} + \frac{1}{GI_t} \right) = (H \cdot e - M_p) \frac{l}{3EI_x}. \qquad (20.15)$$

Într-un calcul simplificat se poate considera că momentul $M_p$ al panei este preluat numai prin încovoierea diferențiată a tălpilor ; în acest caz :

$$\theta_p = \frac{f_c}{c} = \alpha \frac{M_p l^2}{EI_{tx} \cdot c} \qquad (20.16)$$

unde $\alpha \frac{M_p l^2}{E \cdot I_{tx}}$ este săgeata orizontală a tălpii, $\alpha$ - un coeficient care ține seama de condițiile de rezemare (v. § 10.3.6) ; $I_{tx} = \frac{1}{12} \cdot b_t^3 \cdot t_t$ — momentul de inerție al tălpii superioare.

Pentru calculul cadrului propriu-zis, dat fiind caracterul static al încărcărilor și folosirea profilelor laminate este indicat un calcul în domeniul plastic, cu egalarea momentelor din deschidere și de la colțul cadrului (v. capitolul 18).

Pentru asigurarea stabilității și rigidității luminatorului se prevede un sistem de contravîntuiri orizontale și verticale (fig. 20.42), care se calculează la acțiunea vîntului pe luminator (v. § 20.5.4).

• Radiațiile solare pot fi folosite la producerea directă de energie electrică cu ajutorul celulelor fotoelectrice sau ca energie calorică fie captată direct, fie indirect, prin intermediul unui sistem de oglinzi care pot concentra razele solare într-un anumit punct.

În construcții se folosesc *captatoare solare* plane pentru prepararea apei calde de consum. Panourile de captatoare pot fi înglobate la luminatoarele orientate (fig. 20.43, *a*) sau în șarpanta acoperișului (fig. 20.43, *b*). Aceste captatoare sînt niște cutii acoperite cu sticlă și al căror fund (vopsit în negru) este alcătuit dintr-o rețea de țevi prin care trece apa care, datorită efectului de seră, se poate încălzi la 50...70°C. Randamentul instalației este de 20...40%.

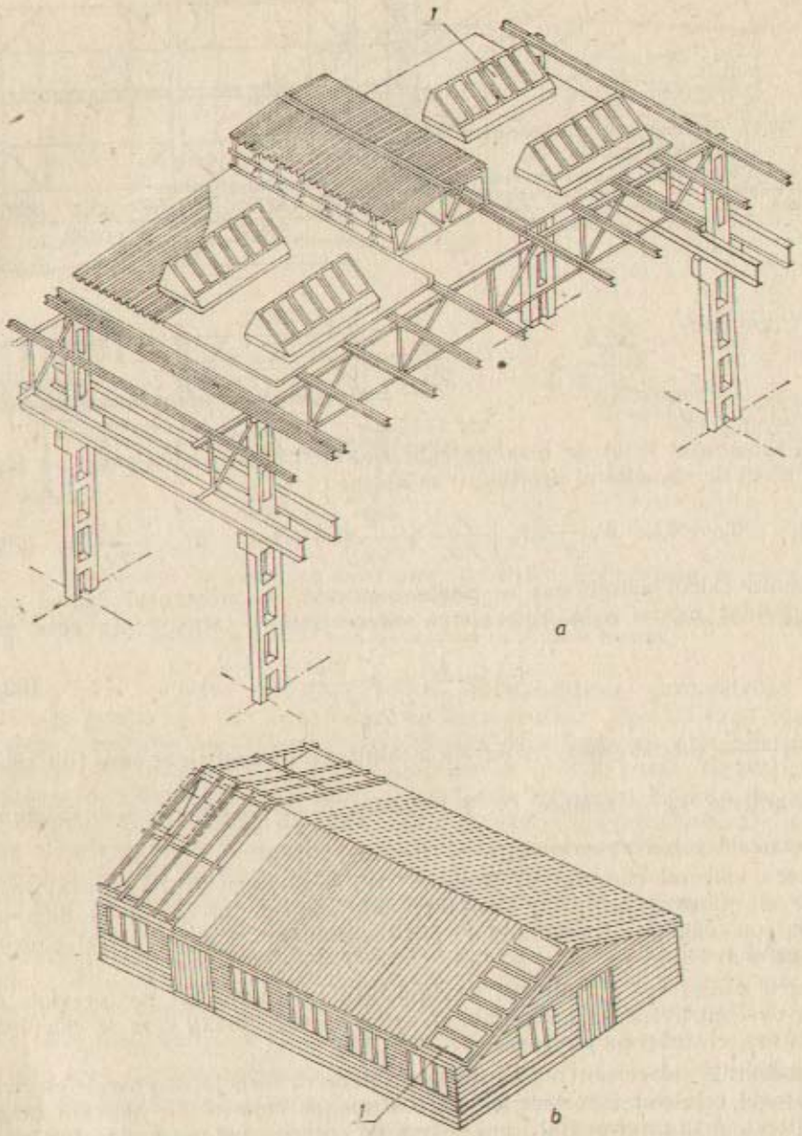



Fig. 20.43. Amplasarea captatoarelor solare :
*a* — înglobare în luminatoarele orientate ; *b* — înglobare în şarpanta acoperişului ; *1* — captator solar pentru prepararea apei calde de consum la anexele sociale aferente clădirilor industriale (instalaţii cu capacităţi pînă la 80 000 l/zi).



## 20.5. CONTRAVÎNTUIRI ŞI LEGĂTURI ÎN PLANUL ŞARPANTEI

Pentru asigurarea stabilităţii şi rigidităţii sistemului spaţial ale şarpantei cît şi ale construcţiei în ansamblu se prevede un complex de contravîntuiri, care în raport cu dispunerea lor, pot fi în planul învelitorii denumite şi orizontale (transversale şi longitudinale), precum şi verticale. Contravîntuirile oferă totodată condiţiile pentru un montaj comod şi sigur al elementelor construcţiei şi asigură conlucrarea lor spaţială. Unele dintre contravîntuiri sînt destinate preluării unor încărcări orizontale provenite din acţiunea vîntului, a frînării mijloacelor de ridicare şi transport etc., asigurînd transmiterea lor succesivă pînă la fundaţiile construcţiei. Alegerea schemei şi distribuţiei contravîntuirilor depinde de sistemul şarpantei halei.

### 20.5.1. CONTRAVÎNTUIRI ORIZONTALE TRANSVERSALE

Astfel de contravîntuiri se prevăd în mod obişnuit în traveele finale ale halelor, cît şi în traveele alăturate rosturilor de dilatare (fig. 20.44).

În funcţie de lungimea tronsonului de hală este necesar să se prevadă contravîntuiri transversale intermediare la distanţe de 40...60 m.

Contravîntuirile transversale orizontale se dispun în mod obişnuit la nivelul tălpilor superioare ale fermelor, care îndeplinesc şi rolul de tălpi ale contravîntuirii. Panele alcătuiesc montanţii, iar diagonalele sînt elementele proprii ale contravîntuirilor. În cazul cînd lipsesc fermele din dreptul pereţilor frontali, talpa corespunzătoare a contravîntuirii este constituită din rigla superioară a peretelui frontal, dispusă în capul stîlpilor, pe care reazemă

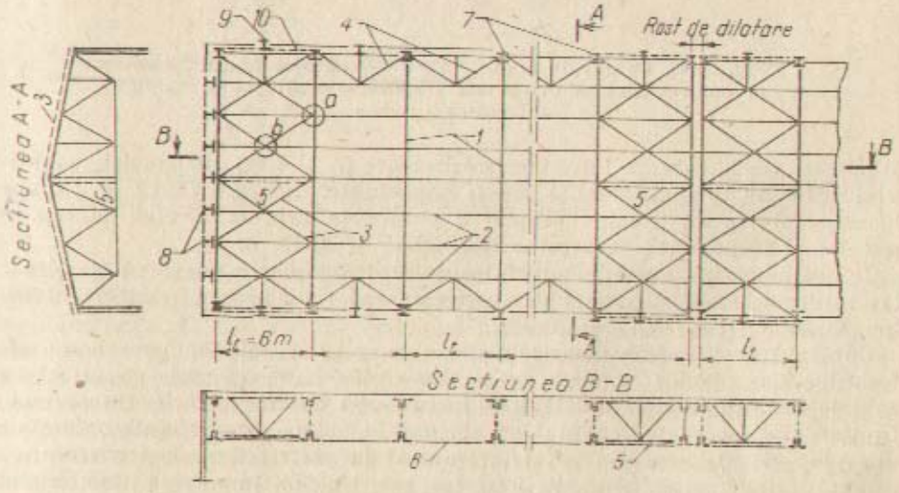



Fig. 20.44. Contravîntuiri în planul şarpantei :
*1* — ferme ; *2* — pane ; *3* — contravîntuiri orizontale transversale ; *4* — contravîntuiri orizontale longitudinale ; *5* — contravîntuiri verticale între ferme ; *6* — bare de legătură între ferme ; *7* — stîlpi cadru ; *8* — stîlpi ai peretelui frontal ; *9* — stîlpi intermediari în peretele lateral ; *10* — contravîntuiri verticale între stîlpi.

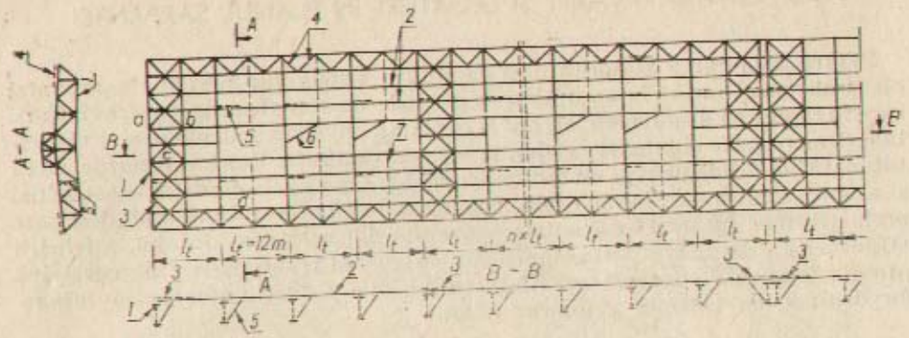


Fig. 20.45. Contravîntuiri orizontale transversale în cazul travecelor mari ($l_t > 6$ m): 1 — ferme; 2 — pane; 3 — contravîntuiri orizontale transversale; 4 — contravîntuiri orizontale longitudinale; 5 — legătură (contrafișă) la talpa inferioară a fermei; 6 — legătură la talpa superioară a fermei; 7 — tirant rigid.

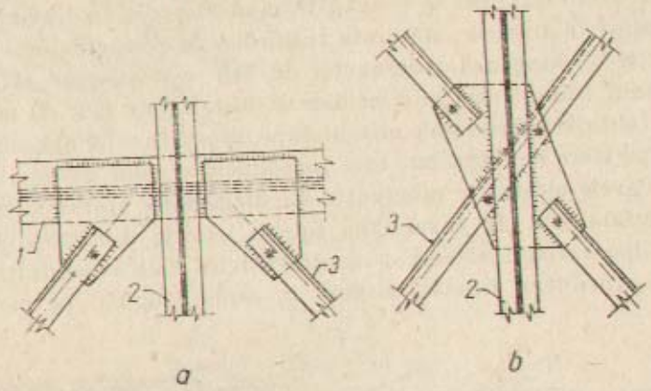


Fig. 20.46. Detalii de noduri (*a*; *b* — conform figurii 20.44) la contravîntuirea orizontală transversală situată la talpa inferioară a panei.

și panele. Dacă distanța între ferme este mare ($l_t > 6$ m), diagonalele contravîntuirilor au lungimi mari și săgeți importante, din care cauză se dispune la mijlocul travеii o talpă proprie a contravîntuirii, la nivelul inferior al panelor și suspendată de acestea (fig. 20.45 și 20.46, *a*, *b*).

În unele cazuri nivelul contravîntuirilor transversale poate să fie situat la mijlocul înălțimii panelor corespunzînd cu nivelul contravîntuirii longitudinale (fig. 20.47 și 20.48).

Contravîntuirile transversale dispuse la nivelul tălpilor superioare ale fermelor sau riglelor cadrelor cu secțiune plină sînt realizate ca grinzi cu zăbrele cu tălpi paralele și diagonale încrucișate. Contravîntuirile transversale frontale sînt încărcate în planul lor, obișnuit în noduri, cu reacțiunile orizontale din vînt ale stîlpilor din peretele frontal. În același timp contravîntuirea asigură tălpile superioare ale fermelor sau riglelor împotriva flambajului lateral. În acest scop se verifică în plus la o forță orizontală totală care se repartizează la noduri calculată (conf. § 20.6) pentru tot grupul de ferme ce revine unei contravîntuiri. Pentru pante mici ale tălpilor fermelor, calculul eforturilor contravîntuirilor transversale se efectuează pentru grinda plană



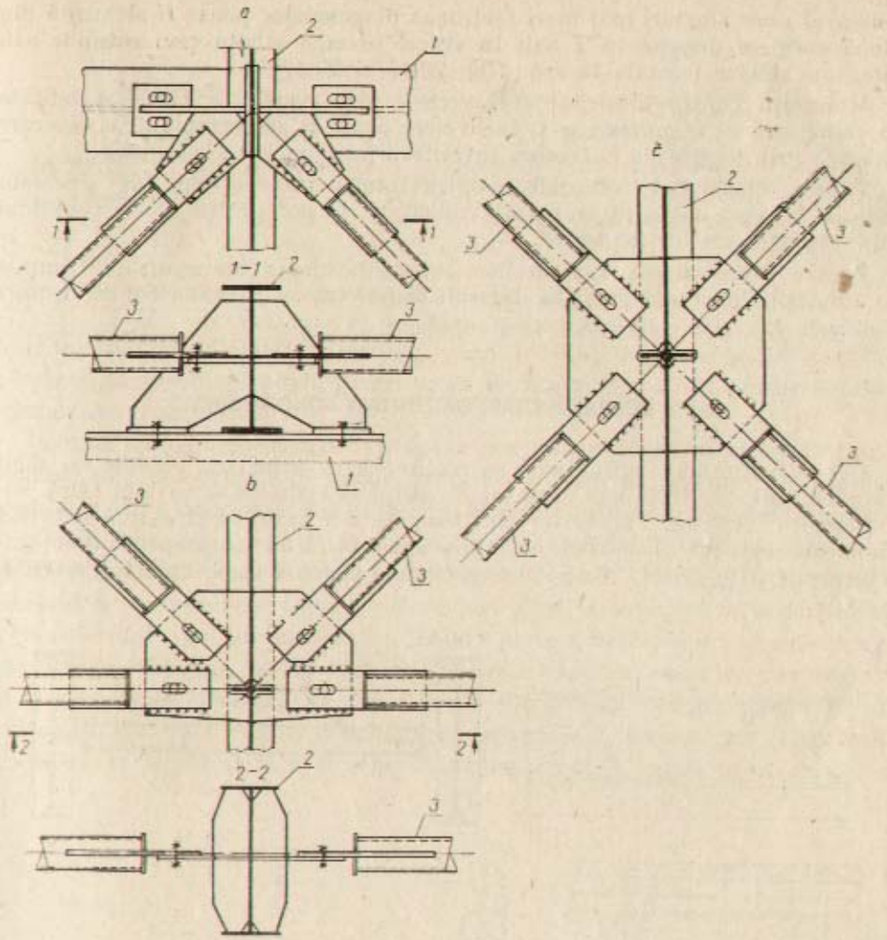


Fig. 20.47. Detalii de noduri (*a*; *b*; *c* — conform figurii 20.45) la contravîntuirea orizontală transversală situată la mijlocul înălțimii panelor.

proiectată în planul orizontal, care se împart cu cosinusul unghiului format de proiecția și lungimea reală a barei. Determinarea eforturilor în sistemul cu zăbrele încrucișat care este static nedeterminat se poate efectua simplificat prin descompunerea lui în două sisteme, unul cu diagonale întinse și altul cu diagonale comprimate, încărcat fiecare cu sarcini în noduri, avînd valoarea $P_v/2$. Efortul total într-o bară a tălpilor este egal cu suma eforturilor rezultate din cele două sisteme. Se poate considera sistemul încărcat în noduri cu valoarea totală a încărcărilor $P_v$, luînd în considerare că lucrează numai diagonalele întinse caz în care zvelțețea diagonalelor contravîntuirii rezultă mare. Soluția nu este indicată la hale cu poduri rulante cu regim foarte greu. Secțiunea diagonalelor contravîntuirilor poate rezulta dintr-o singură cornieră cu aripi inegale, cea mai mare fiind dispusă vertical. Coeficientul de zvelțeță maxim pentru diagonalele comprimate se ia conform celor indicate în capitolul 10.

În cazul unor eforturi mai mari secțiunea diagonalelor poate fi alcătuită din două corniere dispuse în T sau în cruce, precum și din țevi rotunde sau dreptunghiulare formate la rece (fig. 20.46 și 20.47).

Montanții contravîntuirilor transversale sînt panele, a căror stabilitate la solicitarea de compresiune și încovoiere poate fi asigurată într-o oarecare măsură prin rezemarea și fixarea învelitorii pe talpa lor superioară.

Pentru diagonalele celorlalte contravîntuiri transversale (de exemplu cele de la rost) deși sînt mai puțin solicitate, se pot păstra aceleași secțiuni din considerente de tipizare.

Pentru transmiterea reacțiunilor contravîntuirilor transversale frontale la fundații, în planul pereților laterali trebuie să se prevadă contravîntuiri verticale sau alte elemente corespunzătoare (v.cap. 24).

### 20.5.2. CONTRAVINTUIRI ORIZONTALE LONGITUDINALE

Contravîntuirile longitudinale se realizează ca grinzi cu zăbrele cu tălpi paralele, dispuse în lungul șirurilor de stîlpi ai cadrelor la nivelul tălpii superioare a fermelor. Tălpile lor sînt formate din pana de streașină și prima pană curentă, iar diagonalele și montanții sînt elemente proprii ale contravîntuirii (v. fig. 20.44, 20.45, 20.48 și 20.49). În cazul cînd scheletul pereților

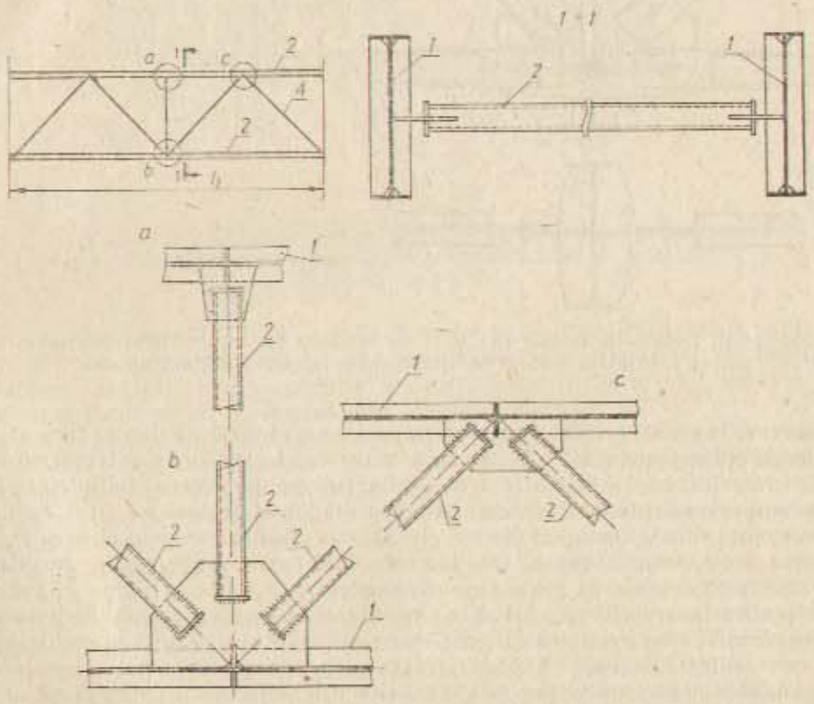



Fig. 20.48. Panou preasamblat de contravîntuire orizontală longitudinală :
a ; b ; c — detalii noduri ; 1 — pane ; 2 — zăbrele contravîntuire.



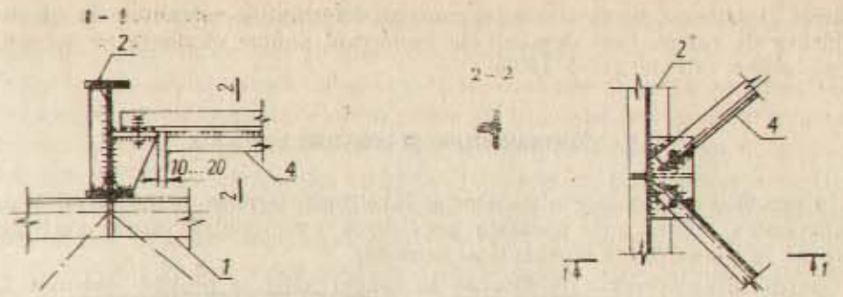



Fig. 20.49. Detaliu contravîntuire orizontală longitudinală (v. fig. 20.45).

longitudinali are stîlpi intermediari, o parte din încărcarea dată de vînt peretelui longitudinal poate fi transmisă de acești stîlpi în nodurile contravîntuirilor longitudinale.

În cazul fermelor încastrate în stîlpi la care panoul tălpii inferioare de lîngă reazem este comprimat, se poate prevedea o bară de legătură a primului nod de la talpa inferioară, fixată intermediar și la extremitățile halei în contravîntuirile transversale, prin intermediul contravîntuirilor verticale. Sistemul de zăbrele folosit poate fi triunghiular sau încrucișat. La halele cu mai multe deschideri și rezemarea fermelor la același nivel, este suficient uneori să se prevadă contravîntuiri numai pe o singură parte a fiecăruia din șirurile intermediare de stîlpi (fig. 20.50). Sistemul de contravîntuiri orizontale transversale și longitudinale formează un cadru închis după conturul construcției.

Contravîntuirile asigură conlucrarea spațială a elementelor structurii, o încărcare locală putînd fi repartizată mai multor cadre transversale, și

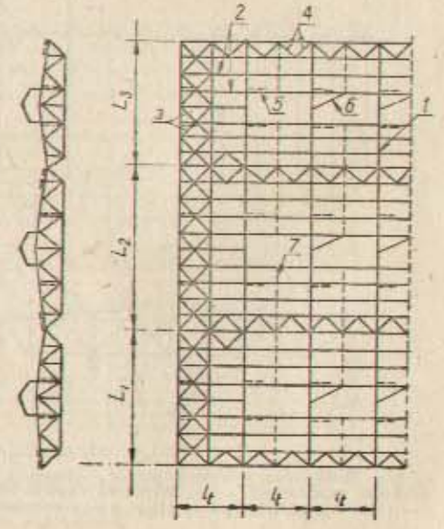



Fig. 20.50. Dispunerea contravîntuirilor halelor cu mai multe deschideri, avînd fermele prinse la același nivel :
1 ... 7 — conform figurii 20.45.

mărește rigiditatea transversală, micșorînd deformațiile orizontale la nivelul grinzilor de rulare, fapt deosebit de important pentru exploatarea normală a podurilor rulante (v. § 18.4).

### 20.5.3. CONTRAVÎNTUIRI ȘI LEGĂTURI VERTICALE

În procesul de montare a panelor și învelitorii, fermele avînd o rigiditate transversală redusă, este necesară prevederea unor contravîntuiri verticale dispuse în planul unor montanți ai fermelor.

Contravîntuirile verticale dispuse în lungul halei se prevăd obișnuit în travеele unde sînt prevăzute și contravîntuiri transversale. Ele au scopul de a asigura transmiterea la contravîntuirile transversale a unor forțe orizontale provenind din utilaje suspendate de talpa inferioară a fermelor, precum și de a asigura stabilitatea unor panouri comprimate ale acestei tălpi (fig. 20.51, *a*, *b*). Uneori se prevăd contravîntuiri verticale și sub picioarele luminatoarelor.

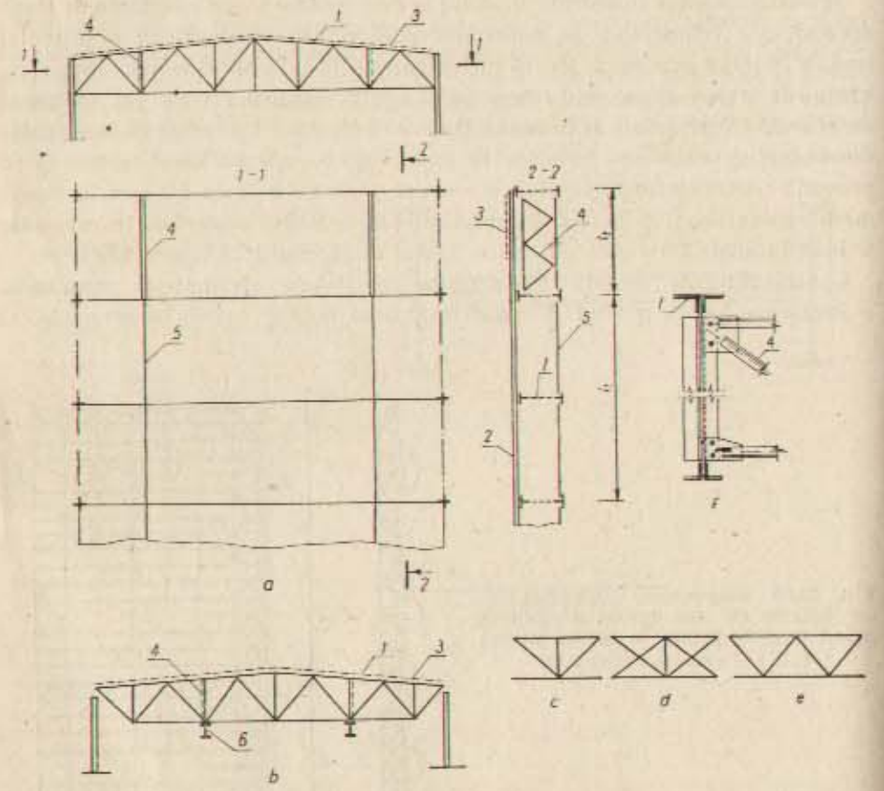



Fig. 20.51. Contravîntuiri verticale între ferme :

*a*, *b* — dispunerea contravîntuirilor verticale ; *c*, *d*, *e* — contravîntuiri verticale realizate ca elemente prefabricate ; *f* — prinderea contravîntuirii verticale de fermă ; *1* — fermă ; *2* — pană ; *3* — contravîntuire transversală ; *4* — contravîntuire verticală ; *5* — bare de legătură între ferme ; *6* — grindă monorai.



Pentru ușurința montajului, contravîntuirile verticale se realizează ca elemente prefabricate care se prind de ferme (20.51, *c*, *d*, *e*).

Uneori se prevăd contravîntuiri verticale continue pe toată lungimea halei la fermele care au suspendate căi de rulare ale utilajelor de ridicare și transport cu capacitate mare de ridicare în scopul redistribuirii între ferme a încărcărilor aplicate local construcției șarpantei. Contravîntuirile verticale continue au și rolul de a transmite forțele longitudinale la contravîntuirile transversale orizontale. Sistemele de contravîntuiri verticale continue au un rol însemnat și în privința redistribuirii spațiale a încărcărilor între fermele alăturate. Cînd una din ferme este scoasă din lucru datorită contravîntuirilor verticale, elementele șarpantei își pot regăsi o nouă stare de echilibru.

Pentru a micșora lungimea liberă a tălpilor inferioare ale fermelor și a asigura încadrarea în limitele zvelteței cerute de tabelul 10.7, între talpa inferioară și pane se prevăd din loc în loc contrafișe pe o singură parte atît a panelor cu zăbrele, cît și la panele cu secțiune plină (fig. 20.45).

### 20.5.4. CONTRAVÎNTUIRILE LUMINATOARELOR

La luminatoare se dispun contravîntuiri transversale în planul tălpilor superioare ale acestora ; ele se prevăd la capete și intermediar în travеele contravîntuite transversal ale fermelor (fig. 20.42 și 20.52). În pereții laterali ai luminatoarelor se dispun contravîntuiri verticale, în aceleași travei unde există contravîntuiri transversale. Panourile respective din pereții luminatoarelor sînt prevăzute cu ferestre fixe.

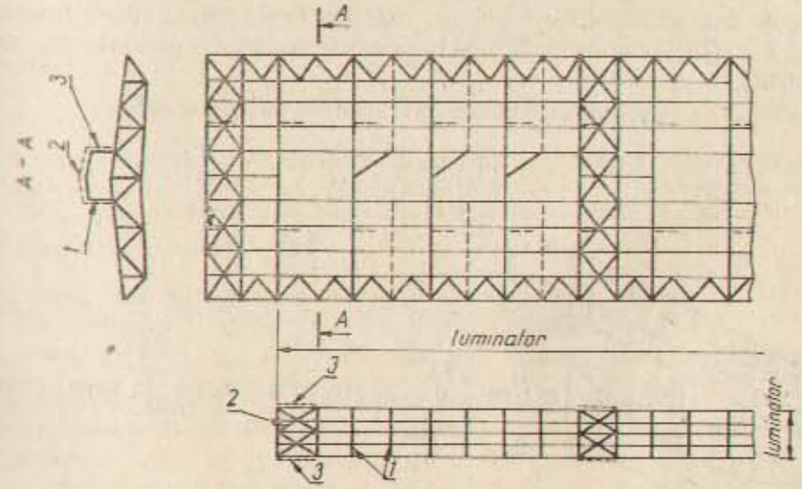



Fig. 20.52. Contravîntuiri ale luminatoarelor :

*1* — cadru luminator ; *2* — contravîntuire orizontală transversală ; *3* — contravîntuire verticală în planul pereților.

În figurile 20.46, 20.47, 20.48, 20.49, 20.51 sînt prezentate unele detalii privind realizarea constructivă a contravîntuirilor. Prinderea contravîntuirilor de elementele fermelor se poate realiza direct sau prin intermediul gusee lor, cu șuruburi.

Se preferă însă prinderea sudată în care scop se face o prindere provizorie cu șuruburi în găuri mari sau ovalizate care acoperă toleranțele la montaj și care asigură stabilitatea elementelor șarpantei pînă la executarea sudurilor (fig. 20.46, 20.47, 20.49). La halele cu poduri rulante cu regim greu sudarea contravîntuirilor este obligatorie.

Contravîntuirile longitudinale se realizează de obicei sub formă de elemente prefabricate gabaritice cu lungimea egală cu travea, formată din două pane cu secțiune plină cu diagonalele sudate la mijlocul înălțimii acestora (fig. 20.48).

## 20.6. CALCULUL FORȚELOR DE FIXARE TRANSVERSALĂ A ELEMENTELOR CARE ȘI PIERD STABILITATEA

Se consideră că stabilitatea generală a tălpilor comprimate ale fermelor este asigurată printr-o contravîntuire sau o șaibă foarte rigide în raport cu rigiditatea laterală a tălpilor pe care le leagă [92]. Eforturile în tălpi sînt:

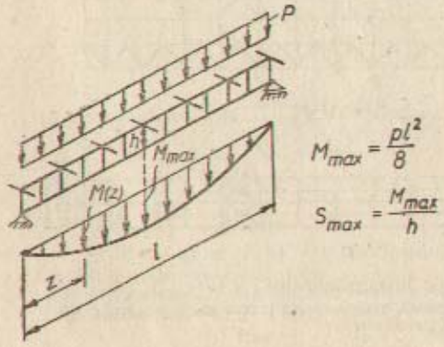
$$S_{(z)} = \frac{M(z)}{h(z)}; \quad S_{(z)} = \frac{pz(l-z)}{2h(z)}. \tag{20.17}$$

în care $h(z)$ este înălțimea grinzii cu zăbrele.

Se consideră că talpa comprimată prezintă o deformație laterală $e$ din montaj (se poate admite $e = l/500$) și că talpa astfel deformată este formată dintr-o serie de bare articulate la noduri și care iau forma unui poligon funicular. Dacă $h \simeq$ constant atunci poligonul funicular se așază pe o parabolă (fig. 20.53 și 20.54).

În cazul că talpa este rezemată numai la mijloc ($m = 2$) se obține:

$$H = 2S\psi \text{ în care } \psi = \frac{2e}{l} \text{ și } S = \frac{pl^2}{8h}.$$




$$M_{max} = \frac{pl^2}{8}$$

$$S_{max} = \frac{M_{max}}{h}$$

Fig. 20.53. Eforturi în talpa comprimată.



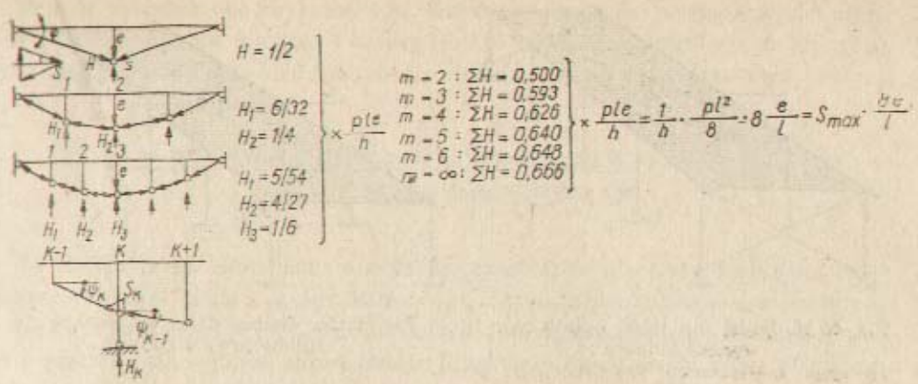



Fig. 20.54. Valorile forțelor orizontale de reținere H pentru diferite situații de rezemare a tălpii grinzii.

Rezultă

$$H = 4S\frac{e}{l} = \frac{1}{2}\frac{ple}{h}. \tag{20.18}$$

Dacă există mai multe puncte de reazem, poligonul funicular va avea mai multe bare $m$. Pentru nodul $k$ se obține

$$\psi_k = \frac{4e}{ml}(m + 1 - 2k); \quad \psi_{k+1} = \frac{4e}{ml}(m - 1 - 2k); \tag{20.19}$$

în figura 20.54 sînt date valorile forțelor $H_k$ în noduri.

În cazul cînd înălțimea fermei în dreptul nodului $k$ este $h_k$ forța în talpă și forța de reținere sînt:

$$S_k = \frac{pl^2}{h_k}\frac{(m-k)k}{2m^2}; \quad H_k = \frac{8S_k}{m} \cdot \frac{e}{l}. \tag{20.20}$$

Rezultă:

$$H_k = \frac{4(m-k)k}{m^3} \cdot \frac{ple}{h_k} = \frac{32(m-k)k}{m^3} \cdot \frac{h_{max}}{h_k} \cdot \frac{e}{l} \cdot S_{max}. \tag{20.21}$$

Dacă înălțimea fermei este constantă $S_{max}$ este valoarea din mijlocul grinzii. În cazul unei grinzi cu secțiune plină, neglijînd rigiditatea la răsucire a acesteia, $S_{max}$ este produsul între secțiunea tălpii comprimate și efortul unitar din aceasta $\left(S_{max} = A_t \cdot \frac{M_x}{W_x}\right)$.

În cazul cînd înălțimea este constantă suma forțelor orizontale $\Sigma H$ variază în limite foarte reduse (vezi fig. 20.54) ajungînd pînă la:

$\Sigma H = 0.666 \frac{ple}{h} = S_{max} \cdot \frac{8e}{l}$ în cazul unui număr foarte mare de bare ($m \to \infty$). Considerînd $l/e = 500$ rezultă $\Sigma H = 0.016\ S_{max}$.

Pentru mai multe tălpi se însumează valorile obținute pentru fiecare talpă în parte.

Referitor la această problemă unele menționi se fac în normele engleze [S 10] unde se prevede că efortul orizontal total $\Sigma H$ se admite $\Sigma H = 0{,}025\ S_{max}$ pentru o talpă.

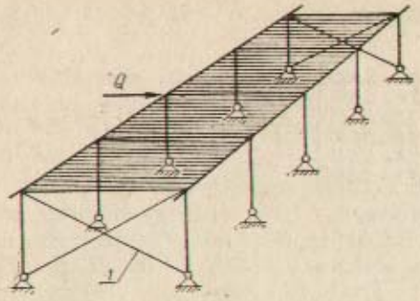



Fig. 20.55. Șaibă din tablă cutată care lucrează singură :
1 — stîlpi contravîntuiți sau rigidizați prin table.

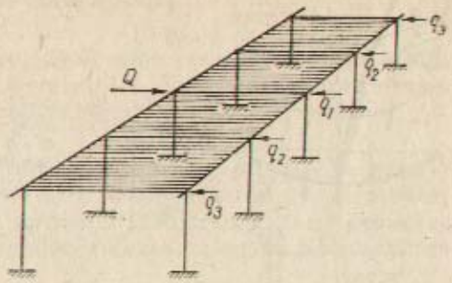



Fig. 20.56. Șaibe care acționează în colaborare cu cadrele.

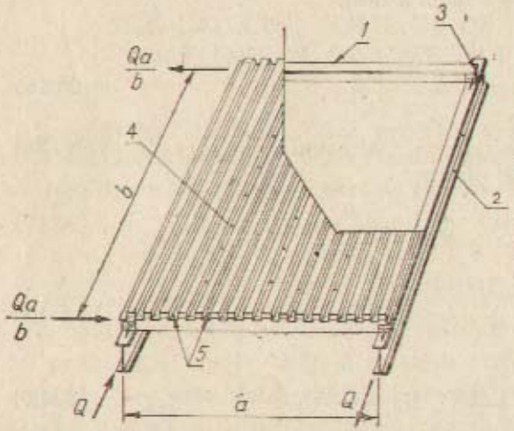



Fig. 20.57. Schema unui panou cu tablă cutată :
1 — grindă secundară ; 2 — grindă principală ; 3 — prinderea grinzii secundare de grinda principală ; 4 — prinderea tablelor între ele ; 5 — prinderea tablei de grinda secundară.

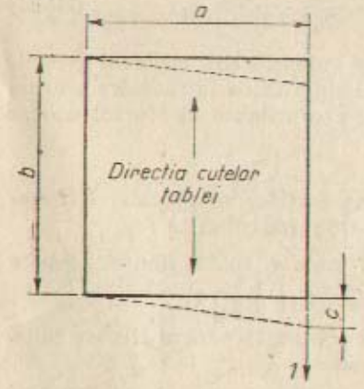



Fig. 20.58. Deformația $c$ a unui panou supus la o forță de forfecare egală cu unitatea.

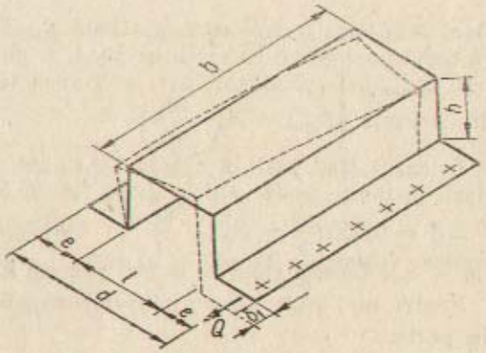



Fig. 20.59. Caracteristici geometrice ale unei cute de grosime $t$.



Pentru calculul contravîntuirii se sumează eforturile pentru tălpile aferente contravîntuirii dar fără a se depăși 0,075 $S_{max}$. Această forță se repartizează uniform la toate nodurile contravîntuirii sau șaibei orizontale.

## 20.7. POSIBILITATEA DE FOLOSIRE A TABLEI CUTATE LA RIGIDIZAREA ÎNVELITORILOR

În ultima vreme s-au făcut o serie de cercetări în ideea stabilirii unor elemente de calcul pentru determinarea contribuției tablei cutate la comportarea structurii halelor și pentru studiul deformației structurii în ansamblu, datorită efectului de șaibă al tablei cutate folosită la învelitori în măsura în care acest aspect se poate realiza.

Se pun în evidență două posibilități de utilizare a efectului de șaibă al tablei cutate :

● *Șaibe din tablă cutată care lucrează singure* (fig. 20.55). În acest caz stabilitatea structurii depinde în întregime de șaibă, cadrele fiind articulate în fundații (nu apare conlucrarea spațială a cadrelor). Acest sistem impune contravîntuiri speciale verticale în planul unora dintre cadrele transversale, care pot fi numai cele de la capete în cazul unor hale cu lungimi mici.

● *Șaibe care acționează în colaborare cu cadrele* (fig. 20.56). În acest caz, cadrele fiind încastrate în fundații apare conlucrarea spațială.

În acest scop cercetările pornesc de la un studiu inițial pe un panou cu tablă cutată de dimensiuni reduse (fig. 20.57) cuprins între două grinzi secundare (pane) și două grinzi principale (ferme), urmînd ca rezultatele să servească la determinarea elementelor de calcul pentru învelitoarea întregului acoperiș. De asemenea, rezultatele care se obțin pot fi folosite și în analiza comportării pereților halelor în măsura în care aceștia sînt similari din punct de vedere constructiv cu panoul analizat.

Relațiile de calcul pentru determinarea deformării $c$ a panoului de tablă cutată (fig. 20.58) supus la forfecare în planul lui se stabilesc pentru o forță tăietoare egală cu unitatea. Se poate considera că această deformație $c$, se datorează mai multor deformații componente, care țin seama de diferitele influențe asupra panoului, și care în final se pot cumula (tab. 20.4).

În urma lucrărilor teoretice și a încercărilor experimentale aferente, care au fost efectuate, se întrevede posibilitatea ca la unele hale metalice cu dimensiuni mai mici, fără poduri rulante (ex. unele depozite) să se renunțe la unele contravîntuiri din planul acoperișului și pereților, iar în cazul halelor mai mari, cu poduri rulante, să se reducă dimensiunile contravîntuirilor prin luarea în considerare a contribuției tablei cutate.

În urma elaborării unor metode de calcul adecvate, confirmate prin încercări și experimentări, prin considerarea contribuției tablei cutate la rigidizarea acoperișurilor și pereților unor hale metalice se pot obține reduceri ale consumului de metal.

| Cauze ale deformației | Factori care influențează deformația panoului | Relații pentru determinarea deformațiilor | Observații |
|---|---|---|---|
| Deformarea tablelor | 1. Deformația datorită încovoierii cutei | $c_1 = n_c \dfrac{144\, k\, h^3\, l^3}{Et^3 b^3}$ | Prinderea tablei este asigurată în fiecare cută |
| | 2. Deformația datorită solicitărilor de forfecare | $c_2 = \dfrac{2a(l+\nu)}{btE} \cdot \dfrac{l+2h+2e}{d}$ | |
| | 3. Deformația datorită solicitărilor axiale în grinzile secundare (pane) | $c_3 = \dfrac{2a^3}{3b^2AE}$ | |
| Lunecarea tablelor la prinderi | 4. Deformația datorită prinderilor flexibile dintre tablă și grinzile secundare (pane) | $c'_4 = \dfrac{2a \cdot s \cdot p}{b^2}$ | Tabla este prinsă pe cele 4 laturi (de grinda principală prinderea rigidă) |
| | | $c''_4 = \dfrac{2s \cdot p}{a}\left(3 + \dfrac{a^2}{b^2}\right)$ | Tabla este prinsă numai de grinzile secundare (pane) |
| | 5. Deformația datorită prinderilor flexibile între tablă și grinzile principale | $c'_5 = \dfrac{2s_g}{n_g}$ | Tabla este prinsă pe cele patru laturi |
| | 6. Deformația datorită prinderilor de la cutele petrecute longitudinal ale tablelor | $c'_6 = \dfrac{(n_t - 1)s_s}{n_s}$ | Tabla este prinsă pe cele patru laturi |
| | | $c''_6 = \dfrac{n_t \cdot s_s}{n_s}$ | Tabla este prinsă numai de grinzile secundare (pane) |
| | 7. Deformația datorită prinderilor dintre grinda secundară (pană) și grinda principală | $c_7 = \dfrac{2}{n_p} \cdot s_{ps}$ | |

NOTAȚII:

$n_c$ — numărul de cute pe panou

$k = \dfrac{(l+2h+2e)(l^2-2le+4e^2)}{12b(l-2e)^2}$

$a$; $b$ — dimensiuni panou (v. fig. 20.57)

$h$; $e$; $l$; $d$; $t$ — dimensiuni cută (v. fig. 20.57)

$E = 2{,}1 \cdot 10^5 \dfrac{N}{mm^2}$ — modul elasticitate

$\nu = 0{,}3$ — coeficientul lui Poisson

$A$ = aria secțiunii panei

$s$ = deplasarea la legătura dintre tablă și pană din forța unitate

$p$ — distanța dintre prinderile tablei de pană

$s_g$ — deplasarea la legătura dintre tablă și grinda principală din forța unitate

$n_g$ — numărul de prinderi între tablă și grinda principală

$s_s$ — deplasarea la legătura dintre cutele petrecute longitudinal din forța unitate

$n_t$ — numărul de foi de tablă din panou

$n_s$ — numărul de prinderi în lungul cutelor petrecute longitudinal

$s_{ps}$ — deplasarea relativă dintre talpa superioară a panei și grinda principală din forța unitate

$n_p$ — numărul de pane





# GRINZILE CĂILOR DE RULARE

## 21.1. GRINZILE CĂILOR PODURILOR RULANTE

### 21.1.1. ALCĂTUIRE

Grinzile căilor podurilor rulante, denumite și grinzi de rulare, se alcătuiesc de regulă cu secțiune plină, de formă dublu T ; se evită folosirea grinzilor cu zăbrele datorită execuției mai dificile și concentratorilor de eforturi, care favorizează apariția fenomenelor de rupere prin oboseală. Solicitările suplimentare din forțe orizontale și necesitățile legate de prinderea șinelor, cer de regulă ca talpa superioară să se prevadă mai dezvoltată decît talpa inferioară (fig. 21.1, *a*).

Unele grinzi de deschidere mare care susțin poduri rulante cu capacitate mare de ridicare, sau care susțin și elemente ale șarpantei acoperișului se proiectează cu doi pereți tip cheson (fig. 21.1, *b*).

În majoritatea cazurilor se folosește soluția cu grinzi continue din oțel slab aliat OL 52, care prezintă unele avantaje : conduce la secțiuni mai mici și la un consum mai redus de metal ; asigură o rigiditate sporită și săgeți mai mici ; prinderile de stîlpi sînt mai simple și asigură o comportare mai bună în exploatare atît pentru grindă, cît și pentru șină. Folosirea grinzilor simplu rezemate apare indicată în următoarele cazuri : cînd terenul este slab și se pot produce tasări importante ale stîlpilor ; cînd diferența între deschiderile grinzilor alăturate (traveile stîlpilor) este foarte mare (raportul mai mare ca doi), ceea ce conduce la dezvoltarea unor reacțiuni negative excesive pe reazemele deschiderilor mici (fig. 21.2).

Înălțimea grinzilor se alege de regulă constantă, chiar în cazul cînd există accidental și unele travei mai mari decît cele curente. Fața superioară a tălpii de sus trebuie să fie la același nivel pentru a permite așezarea corectă a șinei ;

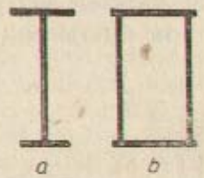



Fig. 21.1. Secțiuni de grinzi de rulare.

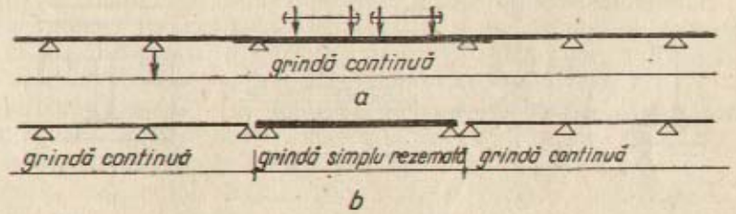



Fig. 21.2. Grindă de rulare cu deschideri inegale :
*a* — continuă ; *b* — simplu rezemată în panoul de deschidere mare.

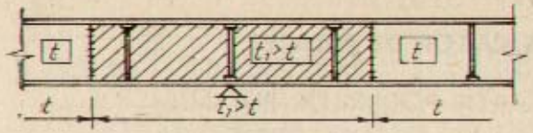



Fig. 21.3. Îngroşarea inimii în zona reazemelor.

realizarea simplă a îmbinărilor conduce la necesitatea păstrării grosimii tălpii superioare constantă, variaţia de secţiune obţinîndu-se prin modificarea lăţimii. La talpa inferioară se pot adopta lăţimi şi grosimi variabile. Inima se realizează cu înălţime constantă şi grosime variabilă, grosimile maxime fiind prevăzute în zona reazemelor grinzilor continue unde atît momentele, cît şi forţele tăietoare au valori maxime (fig. 21.3).

Grinzile de rulare cu secţiune dublu T primesc direct la talpa superioară încărcările din presiunea locală a roţilor podurilor rulante, pentru care sudurile de legătură dintre talpă şi inimă se execută în K pătrunse pe toată grosimea inimii (fig. 21.4, *a*) ; excepţie pot face grinzile de rulare pentru poduri rulante cu capacitate mică de ridicare şi cu regim de lucru uşor sau mediu, la care cordoanele pot fi de colţ, dar continue. La talpa inferioară nu există restricţii pentru folosirea sudurilor de colţ continue. Cordoanele de la talpa superioară produc o deformare a acesteia, ceea ce prejudiciază aşezarea corectă a şinei (fig. 21.4, *b*) ; pentru a evita acest inconvenient talpa trebuie îndreptată prin deformare la rece sau la cald în funcţie de grosimea ei. Se poate aplica şi procedeul încălzirii pe partea convexă a tălpii (v. § 4.9.4). Talpa inferioară nu necesită planeitate decît în zona reazemului unde trebuie să asigure un contact intim cu platforma de rezemare a stîlpului pe toată suprafaţa de contact (fig. 21.4, *c*).

Nervurile de rigidizare ale grinzilor de rulare supuse la solicitări repetate se alcătuiesc după regulile date la § 10.3. În zona reazemului nervurile se alcătuiesc mai puternice, capabile să transmită întreaga reacţiune a grinzii (§ 10.3.7.6). O atenţie deosebită se acordă transmiterii reacţiunii prin capul nervurii (fig. 21.4, *d*), aceasta putîndu-se realiza prin contact direct pe suprafeţe prelucrate mecanic sau prin cordoane de sudură, care însă nu trebuie să modifice prin deformare termică planeitatea suprafeţei de rezemare. De

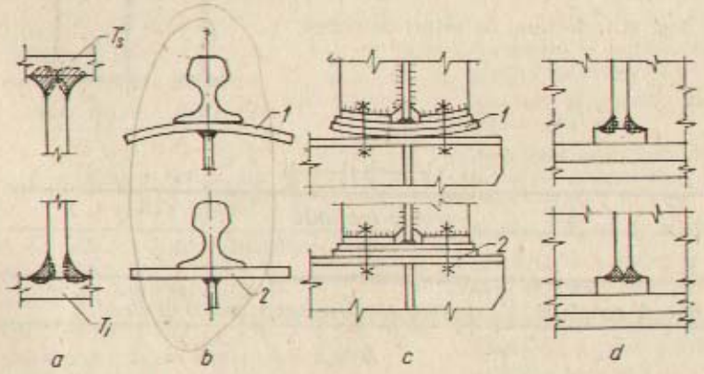



Fig. 21.4. Detalii de realizare a grinzii :
$T_2$ — talpa superioară ; $T_1$ — talpa inferioară ; *1* — greşit ; *2* — corect.



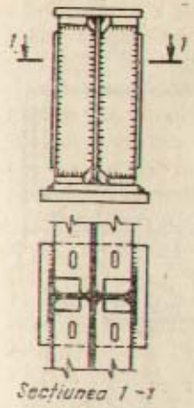



Fig. 21.5. Întărirea nervurilor de reazem.

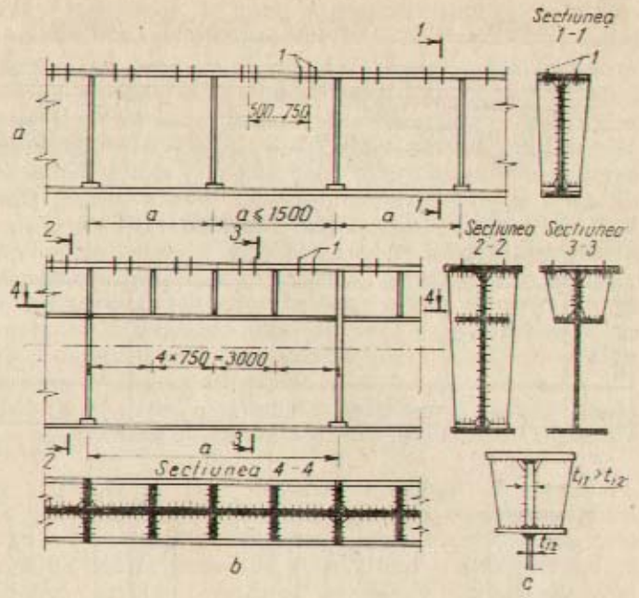



Fig. 21.6. Nervuri de rigidizare la grinzi de rulare :
*1* — găuri pentru fixarea şinei.

multe ori nervurile de reazem se întăresc şi cu platbande laterale care le sporesc rigiditatea (fig. 21.5).

Necesitatea unei bune rigidizări a tălpii şi a zonei superioare a inimii la acţiunea forţelor transmise de şină, face necesară aşezarea nervurilor transversale (fig. 21.6, *a*) la distanţe relativ reduse (maximum 1,5 m, indiferent de înălţimea grinzii). La grinzi de înălţime mare se poate adopta soluţia cu prevederea unor nervuri intermediare scurte, care se opresc într-o nervură longitudinală de care se sudează. În acest caz nervurile transversale lungi se pot prevedea la distanţe mai mari (fig. 21.6, *b*) şi se realizează de regulă continue. În cazul unor grinzi cu presiuni locale mari este posibil să apară necesară o inimă groasă în zona superioară ; în acest caz grinda se realizează ca în figura 21.6, *c* cu o nervură longitudinală continuă de care se sudează inimile de grosimi diferite. Nervurile transversale lungi se realizează prin înnădire.

Grinzile de rulare fiind elemente de construcţie de dimensiuni mari (foarte lungi) în vederea transportului, manipulării şi montajului se tronsonează. O schemă de tronsonare şi alcătuire a grinzilor continue tipizate în ţara noastră avînd secţiunea dublu T este arătată în figura 21.7.

Grinzile fiind solicitate de încărcări repetate şi dinamice se recomandă evitarea sudării rigidizărilor transversale de tălpi întinse (vezi fig. 21.6, 21.7 şi recomandările de la § 10.3.7.2).

La grinzile cu secţiune închisă (fig. 21.8) nervurile de rigidizare se realizează sub formă de diafragme pline sau în formă de cadre închise. Şina poate rezema pe una din inimi sau între cele două inimi. În ultimul caz este necesară prevederea unor nervuri intermediare la distanţe impuse de capacitatea

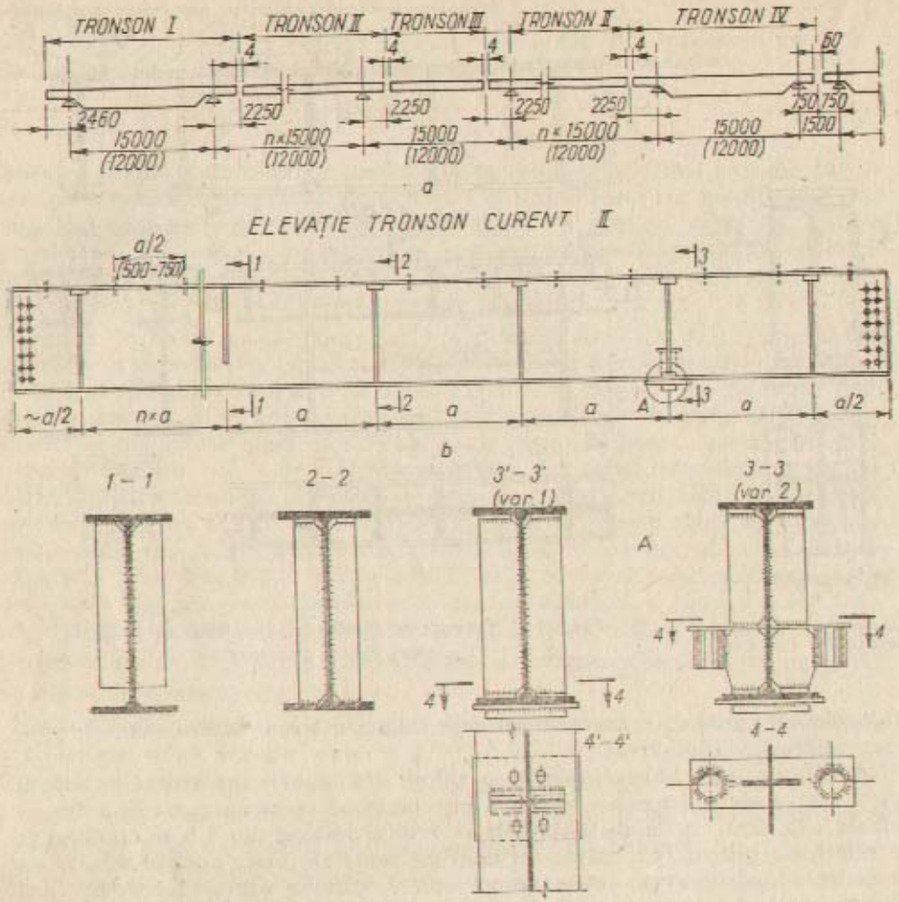



Fig. 21.7. Grinzi de rulare cu secțiune dublu T tipizate :
*a* — schemă de tronsonare ; *b* — vedere tronson curent și detalii caracteristice.

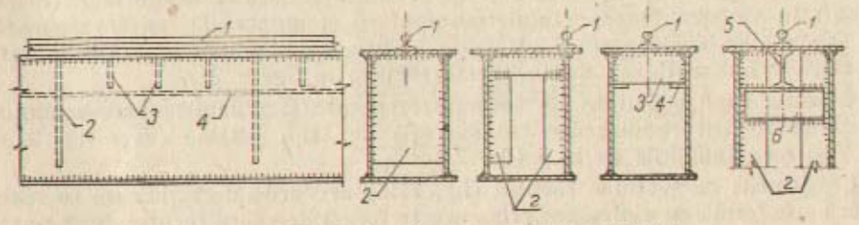


Fig. 21.8. Grinzi de rulare cu secțiune închisă :
1 — șină ; 2 — rigidizare transversală lungă ; 3 — rigidizare transversală scurtă ; 4 — rigidizare longitudinală ; 5 — grindă longitudinală de susținere a șinei ; 6 — traversă.



portantă a șinei, lucrînd la încovoiere. În unele situații sub șină se poate prevedea o grindă longitudinală de susținere rezemată pe diafragmele curente.

Ancorarea de stîlp se face cu șuruburi de diametru mare ; solicitări foarte mari în șuruburi pot apare în cazul deschiderilor inegale, cînd se pot folosi oțeluri cu rezistențe superioare ; trebuie ținut seama că aceste șuruburi sînt solicitate în regim pulsant ($0 \leqslant \sigma \leqslant \sigma_{max}$) și ca atare trebuie verificate la oboseală. Prinderea de talpa grinzii se poate face direct după consolidarea acesteia cu o platbandă. Pentru a avea posibilitate de reglare pe stîlp, în talpa inferioară a grinzii se dau găuri ovalizate longitudinal (v. fig. 21.5, 21.7 și 22.7). În cazul stîlpilor de beton se prevăd prinderi laterale așezate în dreptul nervurilor de reazem (v. fig. 10.41, *d* și 22.16). Șuruburile de ancoraj supuse la solicitări de întindere importante în tijă avînd diametre mari, din necesitatea de a permite dezvoltarea unor alungiri corespunzătoare, se prevăd cu tije mai lungi ; ancorajul se realizează prin intermediul unor scaune fixate de nervurile de reazem (fig. 21.9, *b*).

Pentru prinderea șinelor este necesar ca în talpa superioară să se prevadă găuri ale căror distanțe se corelează cu distanța dintre nervurile de rigidizare (fig. 21.6 *a*, *b* și 21.7, *b*).

Datorită lungimilor elementelor, care depășesc lungimile de laminare, este necesară înnădirea prin sudură în atelier ; de regulă se înnădesc separat inimile și tălpile (dar în secțiuni diferite) și apoi se asamblează grinda prin sudare automată. Înnădirile sudate se prevăd în secțiuni cu solicitări reduse (în special în cazul tălpilor) ; aceasta permite să se asigure rezistența la oboseală care în general este ceva mai redusă la suduri, chiar în cazul unei execuții foarte îngrijită. În acest sens se recomandă polizarea sudurilor tălpilor în zonele cu solicitări mai mari.

Înnădirile tronsoanelor de grinzi pe șantier apar necesare în special în cazul grinzilor continue și se realizează cu șuruburi de înaltă rezistență pretensionate (fig. 14.6, *b*). În zonele de înnădire elementele componente ale grinzii se realizează cu aceeași grosime ceea ce permite eliminarea fururilor. La talpa superioară așezarea ecliselor trebuie să permită așezarea șinei și a tablei striate (fig. 21.10) cu toleranțele necesare ; se recomandă prelucrarea mecanică a marginilor eclisele în vederea îmbunătățirii comportării la obo-

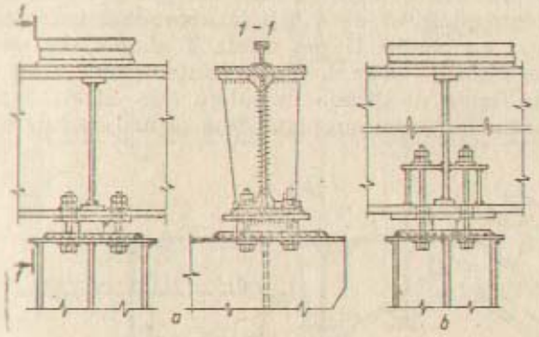



Fig. 21.9. Prinderea cu șuruburi a grinzilor de rulare de stîlpi :
*a* — direct de talpă ; *b* — prin intermediul unor scaune.

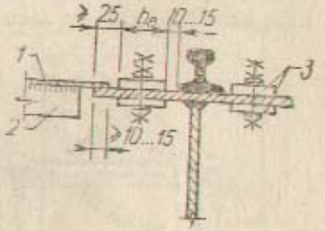


Fig. 21.10. Așezarea eclisele și a tablei striate pe talpa grinzii :
1 — tablă striată ; 2 — nervuri de rigidizare ; 3 — eclise ale înnădirii cu șuruburi de înaltă rezistență.

seală. Înnădirile de montaj se prevăd de regulă în secțiuni cu momente reduse, la (0,2...0,25) $l$ față de reazem, $l$ fiind deschiderea grinzii.

În cazul grinzilor simplu rezemate detalierea rezemării trebuie corelată și cu prinderea grinzilor de stîlpi și a grinzilor între ele. La grinzi de rulare cu reacțiuni nu prea mari rezemarea se poate realiza prin diafragme frontale ale căror muchii prelucrate mecanic depășesc nivelul tălpii inferioare (fig. 10.11, *c* și fig. 22.8, *b*). Printr-o diafragmă intermediară prinsă cu șuruburi de diafragmele grinzilor se asigură concomitent și prinderea de stîlpi; prinderea inferioară permite deschiderea superioară a rostului dintre grinzi și rotirile pe reazem ale acestora.

### 21.1.2. GRINZI DE FRÎNARE. GRINZI SECUNDARE

Forțele orizontale produse de frînarea cărucioarelor podurilor rulante, precum și din alte cauze sînt preluate de grinzi de frînare; acestea asigură în același timp și stabilitatea generală a grinzilor de rulare. Grinzile de frînare se pot realiza cu zăbrele (soluție folosită mai rar în prezent datorită concentrărilor de tensiuni și fenomenelor de oboseală pe care le favorizează); mai poate fi utilizată în cazul podurilor cu regim de lucru ușor sau mediu. Se folosesc frecvent elemente cu secțiune plină, utilizînd în acest scop tabla striată a pasarelei de circulație și întreținere a căii. Cînd sînt două grinzi de rulare paralele, tabla striată se așază și se sudează pe tălpile superioare ale grinzilor de rulare (fig. 21.11, *a*). Sudarea se realizează cu cusături subțiri (4...5 mm) și continue la grinzile pentru poduri rulante cu regim de lucru greu, foarte greu și foarte greu continuu; la grinzile pentru poduri cu regim de lucru ușor și mediu se admit și cordoane discontinue, cu excepția zonelor de prindere de stîlpi unde se execută cordoane continue.

În cazul podurilor cu capacitate mică de ridicare și regim ușor sau mediu pasarela de circulație poate fi realizată și din tablă perforată; cînd grinda de frînare este cu zăbrele, pasarela poate fi construită dintr-un grătar din oțel lat.

Tabla striată sau perforată este prevăzută cu nervuri de rigidizare (în general din oțel lat), care constituie și reazeme intermediare pentru pasarela încărcată.

În cazul cînd pe un stîlp este așezată o singură grindă de rulare, cel de-al doilea suport al tablei striate este asigurat de o grindă secundară care se poate realiza în diferite moduri: cu profile U sau dublu T simple sau cu goluri în inimă, autoportante pe distanța între doi stîlpi sau susținute eventual intermediar prin contrafișe fixate de grinda de rulare (fig. 21.11, *b*); prin grinzi cu zăbrele secundare cu înălțime apropiată de a grinzii de rulare

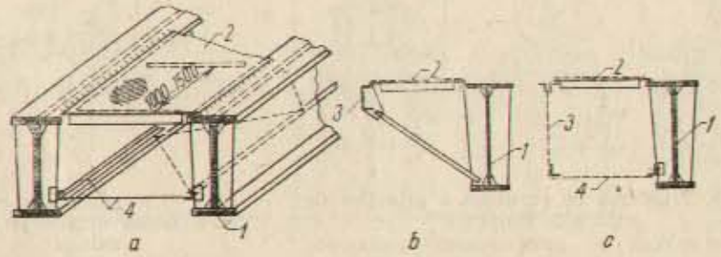



Fig. 21.11. Scheme de ansamblu:
*1* — grindă de rulare; *2* — grindă de frînare; *3* — grindă secundară; *4* — contravîntuire orizontală.



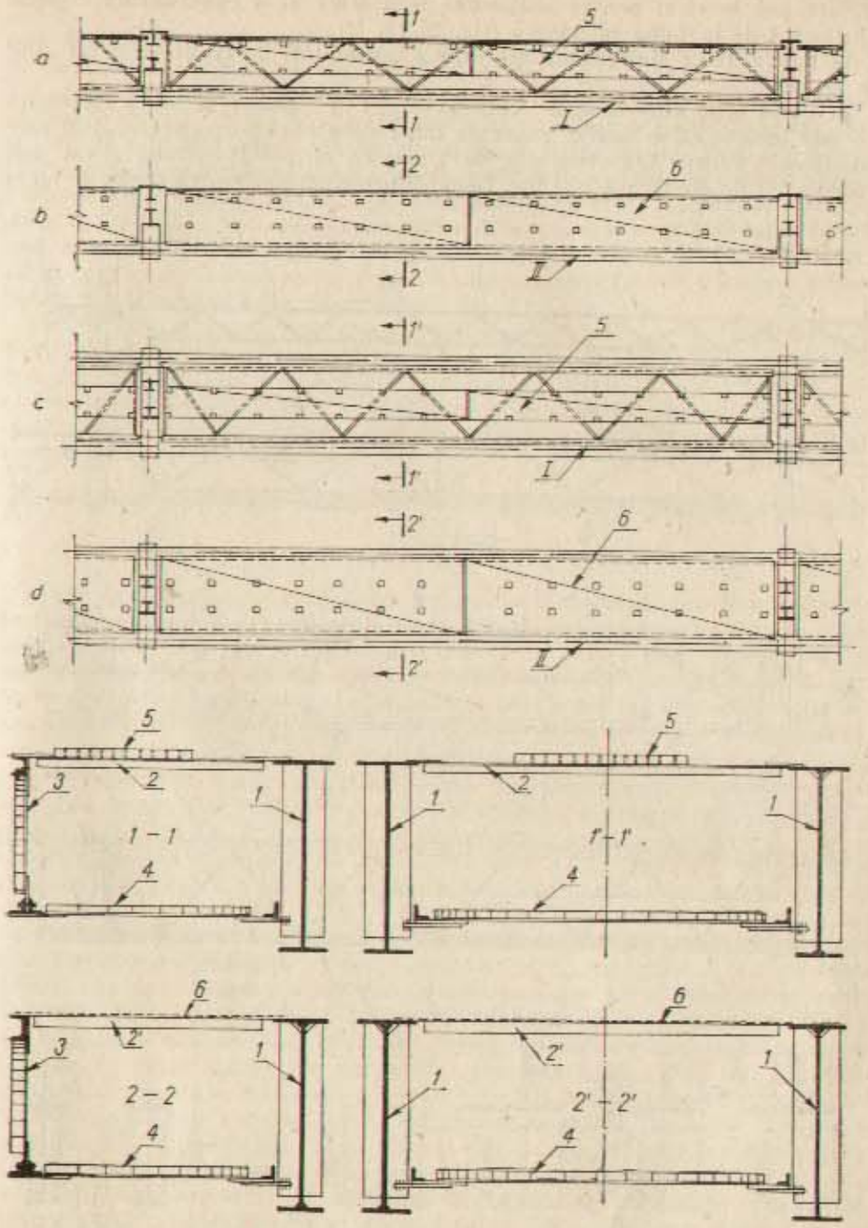



Fig. 21.12. Grinzi de frînare tipizate:
*a*, *b* — pe șiruri marginale; *c*, *d* — pe șiruri centrale de stîlpi; *I* — pentru poduri rulante cu regim de funcționare ușor ori mediu; *II* — pentru poduri rulante cu regim de funcționare greu, foarte greu și foarte greu-continuu; *1* — grindă de rulare; *2* — grindă de frînare cu zăbrele; *2'* — grindă de frînare din tablă striată rigidizată; *3* — grindă secundară verticală (cu zăbrele); *4* — contravîntuiri orizontale (cu zăbrele) la talpa inferioară; *5* — pasarelă de circulație din grătare din oțel lat; *6* — pasarelă din tablă striată.

și care pot servi și pentru susținerea legăturilor și a eventualelor contravîntuiri *4* de la talpa inferioară (fig. 21.11, *c*).

În figura 21.12 sînt prezentate cîteva posibilități de realizare a grinzilor de frînare.

În cazul cînd sînt necesar contravîntuiri și legături la talpa inferioară nu este indicat să se sudeze gusee de talpă deoarece apar concentratori care favorizează fisurile din oboseală ; dacă acestea nu pot fi evitate se vor prevedea soluțiile din figura 21.13, *c*. În cazul podurilor grele și cu regim de lucru

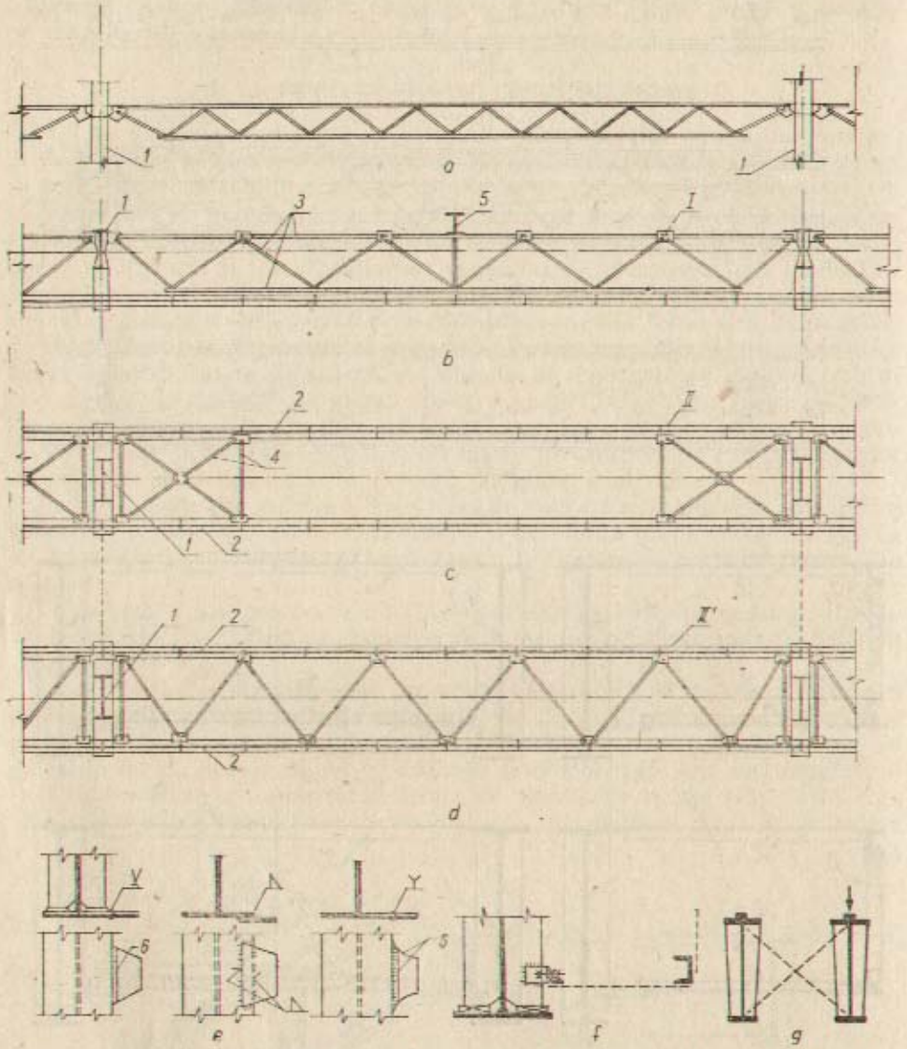



Fig. 21.13. Grindă secundară verticală *(a)*, contravîntuiri orizontale la talpa inferioară *(b*, c și *d)* și detalii *(e, f* și *g)* :

*I* — șir marginal de stîlpi ; *II* — șir central în cazul podurilor cu regim ușor și mediu ; *II'* — idem, pentru poduri cu regim greu, foarte greu și foarte greu continuu ; *1* — stîlp cadru ; *2* — grinda de rulare ; *3* — contravîntuire orizontală ; *4* — bare de legătură în zona reazemelor ; *5* — stîlp de închidere ; *6* — polizat.



foarte greu, este indicată o contravîntuire independentă cu o talpă sudată de nervurile de rigidizare (fig. 21.13, *b* și *f*).

Legarea tălpii inferioare nu apare necesară decît în cazul grinzilor de deschideri mari ($l \geqslant 12$ m). Poate fi folosită pe șirurile marginale de stîlpi unde se crează o grindă orizontală de care se leagă stîlpii de închidere (în general foarte înalți), asigurîndu-le un reazem intermediar pentru preluarea și descărcarea forțelor orizontale date de presiunea dinamică a vîntului (fig. 21.13, *b*). Adesea, în locul contravîntuirilor orizontale complete grinzile sînt prevăzute numai cu bare de legătură în zona reazemelor care au drept scop fixarea tălpii inferioare în zona cu eforturi de compresiune, pentru a asigura grinda împotriva fenomenului de instabilitate (fig. 21.13, *c*).

Prinderea grinzilor de rulare între ele prin diafragme din bare (fig. 21.13, *g*) poate apare indicată în cazuri speciale cînd trebuie să se asigure grinzilor o anumită rigiditate la încovoiere și răsucire ; barele de legătură sînt solicitate la eforturi alternante și pot apare fenomene de oboseală ; în consecință, dacă se folosesc trebuie luate măsuri constructive adecvate și efectuată o dimensionare corespunzătoare.

### 21.1.3. ȘINE

Șinele de rulare se pot realiza din oțel pătrat, din șine de cale ferată (pentru poduri cu capacitate de ridicare pînă la 200 kN inclusiv) și din șine cu profil special (vezi tab. 1.1) ; acestea din urmă au inima mai groasă și talpa mai lată decît șinele de cale ferată, asigurîndu-se astfel capacitatea de preluare a unor încărcări mari și o stabilitate mai bună la acțiunea forțelor orizontale (fig. 21.14).

Prinderea șinelor se realizează diferențiat în funcție de capacitatea de ridicare și regimul de lucru al podului rulant. În cazul podurilor rulante ușoare ale căror grinzi sînt realizate din profile dublu T laminate, șina se sudează de profil (fig. 21.14, *a*) ; o astfel de prindere nu permite o reglare a șinei în raport cu grinda de rulare, iar schimbarea șinei uzate implică tăierea cusăturilor sudate. Pentru a permite reglarea șinei se folosesc piese tăiate din corniere sudate de șină (fig. 21.14, *b*) și așezate cu 1—2 mm deasupra nivelului inferior al șinei, astfel încît să se evite rezemarea șinei pe piesele de prindere. Prin strîngerea șuruburilor se realizează o arcuire care presează șina pe talpa grinzii, mărind eficiența prinderii. Găurile necesare șuruburilor de prindere din talpa grinzii se dau cu un milimetru mai mari decît diametrul șurubului, iar în eclisă se prevăd găuri ovalizate, permițînd deplasarea și regiarea transversală. În cazul șinelor de dimensiuni mai mari (80 × 80) sau a șinelor profilate prinderea se realizează cu plăcuțe (clești) cu profil special (fig. 21.14, *c* și *d*) laminate sau executate prin prelucrare mecanică. În locul lor pot fi utilizate și prinderi cu cîte două plăcuțe (fig. 21.14, *e*) ; prinderea plăcuțelor de talpa grinzii de rulare se realizează cu cîte două sau trei șuruburi $M_{20}$... $M_{24}$ în funcție de capacitatea de ridicare și de regimul de lucru al podului rulant. Distanța între plăcuțele de prindere este de 500...750 mm, modulîndu-se după poziția nervurilor de rigidizare ; plăcuțele se așază de regulă față în față. În cazul șinelor din oțel pătrat este necesară rabotarea unui șanț special pentru așezarea plăcuțelor (fig. 21.14, *c*).

Plăcuțele speciale sau dispozitivele cu cîte două plăcuțe sînt astfel alcătuite încît să permită reglarea pe orizontală a poziției șinei, ceea ce se asigură prin găurile transversale existente în plăcuțe. După alinierea șinei și asigu-

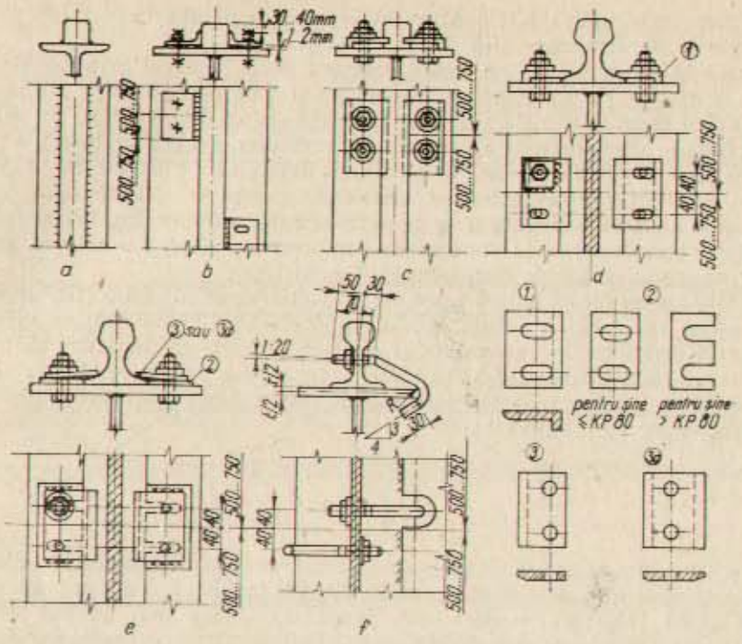



Fig. 21.14. Prinderea șinelor de grinda de rulare :
*a, b, c* — șine pătrate ; *d, e* — șine KP ; *f* — șine tip CF.

rarea contactului plăcuței cu șina se procedează la strîngerea șuruburilor corespunzător unui efort în tijă egal cu circa 0,6 $\sigma_c$, după care se sudează șaiba de placă sau placa superioară de placa inferioară. Pentru a asigura o fixare bună a șinei este indicat ca strîngerea șuruburilor să se facă cu roata podului adusă în dreptul prinderii respective. Prinderea astfel realizată lucrează la forțe orizontale atît prin forțele de frecare care se dezvoltă între șină și talpa grinzii, cît și prin forfecarea șuruburilor de prindere.

La șinele de cale ferată se utilizează și prinderi cu cîrlige prevăzute la unul din capete cu piuliță (fig. 21.14. *f*) ; datorită prinderii sub capul șinei se asigură o stabilitate sporită la acțiunea forțelor orizontale, șina avînd raportul dintre înălțime și lățimea tălpii mai mare decît șinele cu profil special.

În figura 21.15 sînt prezentate cîteva detalii tipizate de prindere a șinelor de grinda de rulare utilizate în țara noastră.

Pentru a asigura șinele împotriva alunecărilor longitudinale produse de forțele de frînare ale podului, se prevăd blocaje pe zonele dintre rosturile de dilatație (fig. 21.16. *a*), de regulă cîte una pe fiecare travee.

Legătura șinelor profilate între ele este asigurată prin eclisa de tip special (fig. 21.16. *b*). capetele șinelor fiind în contact. Separat de acestea, plăcuțe laterale de lungime mai mare (ghidaje cu trei șuruburi) prind ambele șine. O problemă aparte prezintă înnădirea șinelor pe reazemele grinzilor simplu rezemate și la rosturile de dilatare. În primul caz șina este trecută peste rost pe o lungime de 300...500 mm asigurîndu-i-se numai o ghidare laterală. ceea ce permite depărtarea și ridicarea relativă a celor două capete de șină



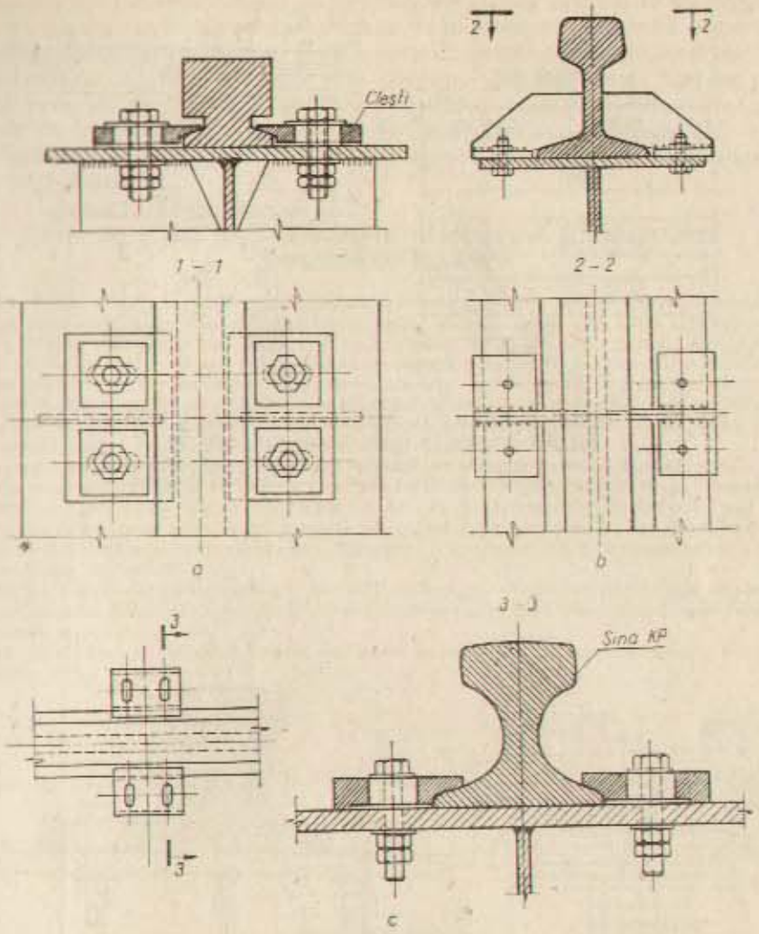



Fig. 21.15. Detalii tipizate de prinderea șinelor de grindă de rulare :
*a* — șină pătrată ; *b* — șină de tip CF ; *c* — șină de tip KP.

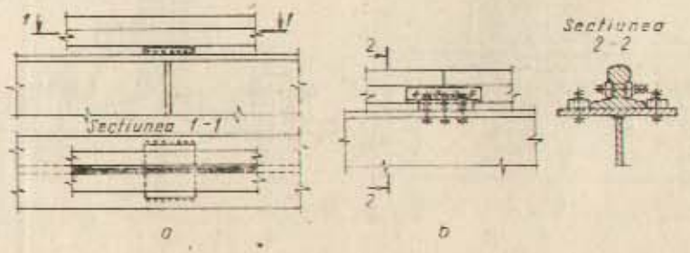



Fig. 21.16. Blocarea *(a)* și înnădirea curentă *(b)* a șinelor.

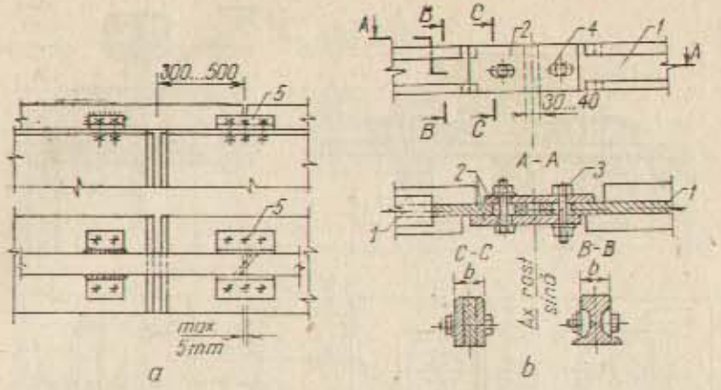



Fig. 21.17. Înnădirea șinelor la reazemele grinzilor simplu rezemate *(a)* și eclisarea la rosturile de dilatație *(b)* :

1 — șină ; 2 — piese speciale de înnădire ; 3 — șurub M 27 cu șaibă resort ; 4 — găuri ovalizate în inima șinei ; 5 — elemente de ghidare.

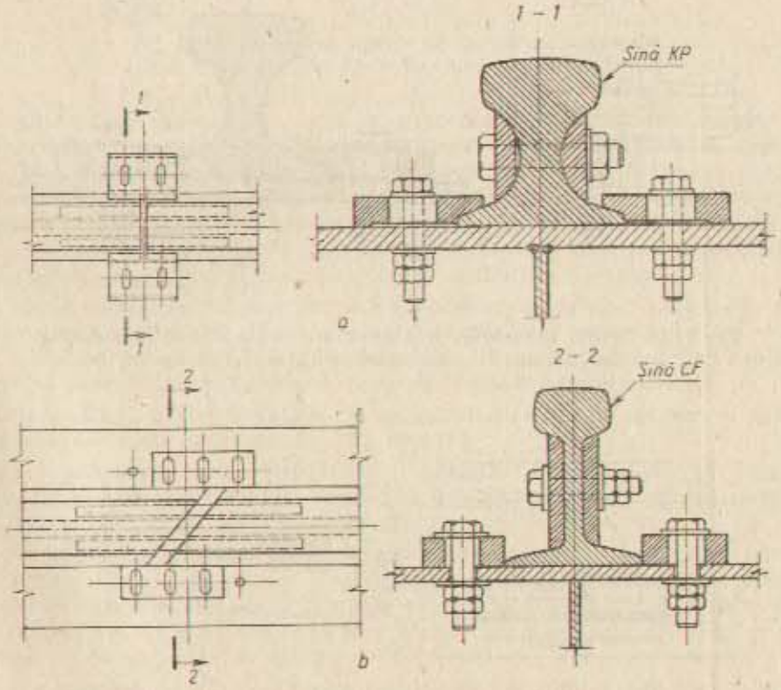



Fig. 21.18. Detalii tipizate de înnădire curentă *(a)* și la rost *(b)* a șinelor.



(fig. 21.17, *a*). Capetele șinelor se pot tăia drept sau înclinat la 45° (linia întreruptă din figura 21.17, *a*). La rosturile de dilatare este necesară și o eclisare a șinelor profilate cu găuri ovalizate care să permită variații de distanțe de ordinul zecilor de mm. Trecerea lină progresivă a roții peste rost se poate realiza prin tăierea oblică a oțelului pătrat sau prin prevederea unei piese speciale în cazul șinelor (fig. 21.17, *b*).

În figura 21.18 sînt prezentate cîteva detalii tipizate de înnădire (curentă și la rost) a șinelor.

### 21.1.4. PROBLEME SPECIALE RIDICATE DE MONTAJUL ȘI EXPLOATAREA GRINZILOR DE RULARE

Pentru o funcționare normală a podurilor rulante este necesară alinierea șinelor și menținerea distanței între cele două căi paralele în limite foarte strînse. Pe de altă parte este necesar ca așezarea șinei să se realizeze cît mai aproape de axa inimii astfel încît excentricitatea de aplicare a forței să fie minimă și să se reducă solicitările suplimentare date de încovoierea locală care ar apare concomitent cu răsucirea tălpii superioare (fig. 21.19). În cazul podurilor cu presiuni mari pe roți, excentricități mici pot produce solicitări de încovoiere importante care local conduc la solicitări repetate în regim alternant. Comportarea este influențată defavorabil și de faptul că în aceeași zonă există tensiuni remanente de întindere provenite din sudare.

În această zonă repetarea solicitărilor este mult mai frecventă și uneori mai periculoasă decît la grinda în ansamblul ei ; la un pod cu două sau cu patru roți pe o cale, frecvența solicitărilor la o trecere a acestuia pe deschiderea respectivă este de două, respectiv de patru ori mai mare decît pentru o secțiune a tălpii inferioare care este influențată numai de încărcarea de ansamblu a podului rulant. Fenomene de rupere prin oboseală au apărut la legătura dintre talpă și inimă sub cordoanele de sudură.

Avînd în vedere efectul important al acțiunii excentrice, care în condițiile reale de montaj și exploatare este mai greu de evitat, în cazul podurilor cu presiuni mari pe roți apar raționale următoarele soluții :

grinzi de rulare cu două inimi, dar care conduc la un consum sporit de metal (fig. 21.20, *a*) ;

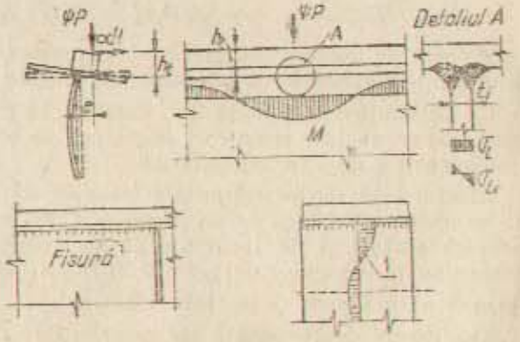
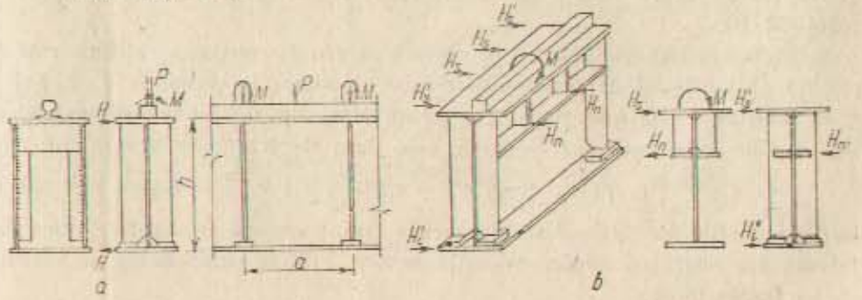



Fig. 21.19. Solicitări suplimentare datorate excentricității șinei :

1 — tensiuni remanente din sudare.




Fig. 21.20. Alcătuiri constructive pentru reducerea efectului excentricității șinei.



— prevederea unor nervuri de rigidizare suficient de dese care pe de o parte să mărească rigiditatea la răsucire a tălpii, iar pe de altă parte să asigure rezemarea șinei pe aceste nervuri. În acest mod încărcările din podul rulant pot fi preluate în cea mai mare parte prin încovoierea șinei care reazemă pe nervurile de rigidizare și numai într-o mică măsură de inimă. O rezolvare rațională în cazul grinzilor înalte, se obține prin prevederea de nervuri scurte la distanțe relativ mici și o nervură longitudinală (fig. 21.20, *b*). Momentele de încovoiere locală a inimii sînt transformate în momente de răsucire pentru întreaga grindă, fiind preluate prin forțe orizontale care produc încovoierea în plan orizontal a tălpilor, respectiv a tălpii superioare cu pasarelă și a tălpii inferioare sau a contravîntuirii orizontale de la această talpă.

### 21.1.5. CALCULUL GRINZILOR DE RULARE

Eforturile în grinzile de rulare se determină cu ajutorul liniilor de influență (fig. 21.21). În cazul grinzilor continue se determină eforturile maxime în cîmpuri, pe reazeme și în secțiunile de îmbinare. În fiecare din secțiuni se determină momentul maxim și forța tăietoare corespunzătoare. Pentru unele secțiuni apare necesară și determinarea forței tăietoare maxime cu momentul încovoietor respectiv. În acest sens, după caz, se pot considera podurile rulante depărtate sau apropiate pînă la limita impusă de tampoane. La calculul eforturilor se ține seama și de coeficienții dinamici care se aplică eforturilor rezultate din acțiunea podurilor rulante cu valori diferite în funcție de regimul podurilor rulante (v. tab. 19.6). Ca încărcări permanente *g*, în afară de greutate proprie mai pot acționa unele încărcări din conducte, conductoare sau alte elemente suspendate sau rezemate pe grinzile de rulare (în unele cazuri acestea fiind chiar părți din acoperiș). Relațiile de calcul conform figurii 21.21 sînt :

$$M_x^{(\psi P)} = [\psi_1(P_1\eta_{11}^M + P_2\eta_{12}^M) + \psi_{II}(P_3\eta_{13}^M + P_4\eta_{14}^M) + \dots]l; \qquad (21.1)$$

$$T_y^{(\psi P)} \text{ sau } V = \psi_1(P_1\eta_{11}^T + P_2\eta_{12}^T) + \psi_{II}(P_3\eta_{13}^T + P_4\eta_{14}^T). \qquad (21.2)$$

Separat de acestea se determină și presiunile locale ținînd seama de concomitența posibilă cu momentele sau forțele tăietoare maxime.

La determinarea solicitărilor date de forțele transversale (frînarea căruciorului) se va ține seama de asemenea de efectul dinamic al acestora prin coeficienții $\alpha$ dați în tabelul 19.6.

Efectul încărcărilor orizontale transversale (frînarea căruciorului) conduce la momente ($M_y^{\alpha H}$) și forțe tăietoare ($T_x^{\alpha H}$) care pot fi calculate pe aceeași schemă statică și de încărcare ca și momentele din încărcările verticale, înlocuind în relațiile (21.1) și (21.2) forțele $H$ în loc de $P$ și coeficienții dinamici $\alpha$ în loc de $\psi$ (v. tab. 19.6).

Verificările de rezistență ale grinzii (fig. 21.22) se fac cu relațiile date la capitolul 10.

Analizînd distribuția eforturilor unitare pe grinda continuă din figura 21.22 rezultă că verificări de rezistență trebuie efectuate în punctele *1*, *2*, *4* și *5*.

*În punctele 1* și *3* (marginea și mijlocul tălpii superioare) se suprapun efectele forțelor verticale ($\psi P + g$) cu cele date de frînarea căruciorului $\alpha H$.

$$\sigma_x = \sigma_{x,i}^{(\psi P+g)} \leqslant R\,;\ \sigma_x = \sigma_{x,i}^{(\psi P+g)} + \sigma_{x,i}^{(\alpha H)} \leqslant 1{,}1\,R\,;\ i = 1 \text{ și } 3. \qquad (21.3)$$

Verificarea fibrelor întinse se efectuează ținînd seama de slăbirile din zona întinsă dar neglijînd deplasarea axei neutre. Fibrele comprimate se verifică cu secțiunea brută.



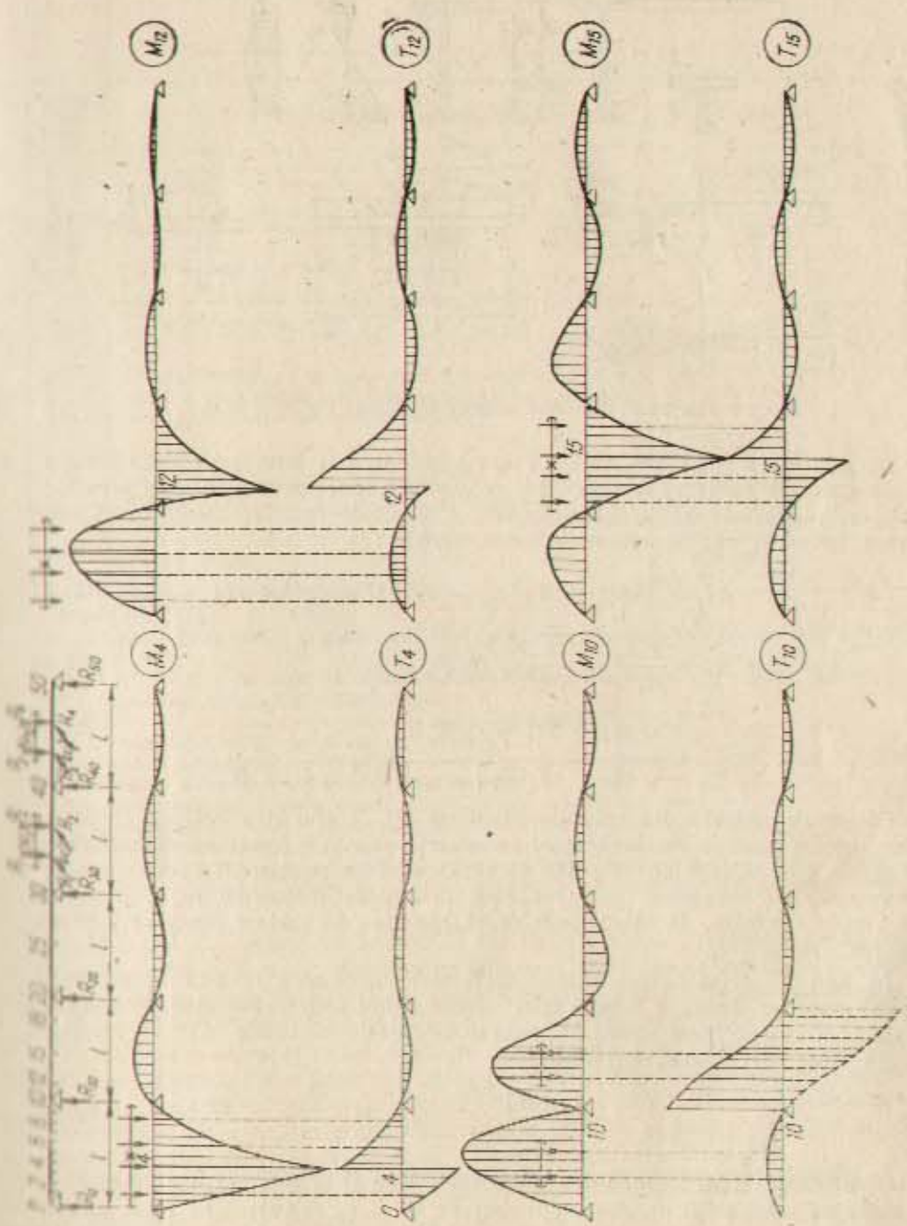



Fig. 21.21. Exemple de linii de influență și moduri de aplicare ale forțelor din poduri rulante.

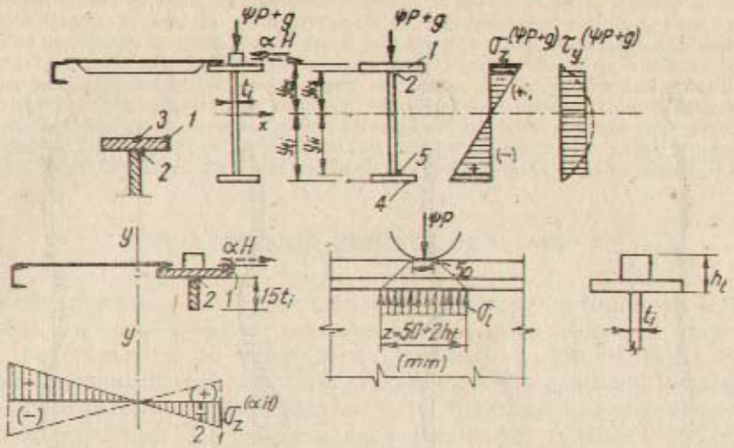



Fig. 21.22. Eforturi unitare în grinda de rulare.

*În punctul 2* (legătura dintre talpa superioară și inimă) pe lîngă încovoierea generală datorată forțelor ($\psi P + g$) și $\alpha H$ apare efectul local al presiunii roții $\sigma_l$ și eforturi unitare tangențiale $\tau$ datorate forțelor tăietoare. Verificarea în acest caz se efectuează cu relațiile :

$$\sigma_{1y} = \frac{\psi P_{max}}{z \cdot t_i} \leqslant R \; ; \; \sigma_{z2} = \sigma_{z2}^{(\psi P+g)} + \sigma_{z2}^{(\alpha H)} \leqslant R \; ; \tag{21.4}$$

$$\tau_y = \frac{T \cdot S_x}{I_x \cdot t_i} \simeq \frac{T}{t_i \cdot h_i} \leqslant R_f \; ; \tag{21.5}$$

$$\sigma_{ec} = \sqrt{\sigma_{z2}^2 + 3\tau_y^2} \leqslant 1{,}10 \; R \; ; \tag{21.6}$$

$$\sigma_{ec} = \sqrt{\sigma_{z2}^2 + \sigma_{1y}^2 - \sigma_{z2}\sigma_{1y} + 3\tau_y^2} \leqslant 1{,}25 \; R. \tag{21.7}$$

Eforturile unitare din relațiile (21.6) și (21.7) sînt din aceeași secțiune, din aceeași ipoteză de încărcare, în același punct al secțiunii transversale și se iau cu semnele lor. Rezultă că verificarea cu relația (21.7) prezintă interes doar pe reazemele grinzilor continue, unde eforturile $\sigma_{z2}$ și $\sigma_{1y}$ sînt de semne contrare. În cîmp unde eforturile sînt de același semn se verifică cu rel. (21.6).

*În punctul 4* (marginea tălpii inferioare) verificarea rezultă necesară în cazul grinzilor dublu T nesimetrice, avînd talpa superioară mai dezvoltată. Talpa inferioară fiind solicitată numai de forțele verticale ($\psi P + g$) verificarea ei se efectuează cu relația :

$$\sigma_{z4} = \frac{M_x^{(\psi P+g)}}{I_x^{net}} y_{t4} \leqslant R \tag{21.8}$$

*În punctul 5* (legătura dintre talpa inferioară și inimă) verificarea se efectuează cu relația (21.6), dar cu tensiunile $\sigma_z$ și $\tau_y$ calculate în acest punct.

Verificările la voalare se efectuează conform prevederilor din capitolul 10, adoptînd coeficientul condițiilor de lucru $m = 0{,}9$. Verificarea la stabilitate generală se efectuează conf. pct. 10.3.8.1.



*Normele din U.R.S.S.* recent apărute [S 31] prevăd o verificare a inimii grinzii la legătura cu talpa superioară (pct. 2), în care se iau în considerare și eventualele excentricități. Verificarea se efectuează cu relațiile din tabelul 21.1.

*Tabelul 21.1*

| Tipul verificării | Relațiile de verificare | Notații |
|---|---|---|
| Verificări de rezistență | $\sqrt{(\sigma_z+\sigma_{lz})^2 - (\sigma_z+\sigma_{lz})\cdot\sigma_{ly} + \sigma_{ly}^2 + 3(\tau_{yz}+\tau_{lyz})^2} \leqslant \beta \cdot R$<br>$\sigma_z + \sigma_{lz} \leqslant R \; ; \; \sigma_{ly} + \sigma_{ly} \leqslant R \; ;$<br>$\tau_{yz} + \tau_{lyz} + \tau_{fyz} \leqslant R_f \; ;$ | $\sigma_z = \frac{M_x^{(\gamma P+g)}}{I_{xn}} \cdot y_{lz} \; ;$<br>$\tau_{yz} = \frac{T}{h_f t_i} \; ;$<br>$\sigma_{ly} = \frac{\bar{\psi} \cdot P}{l_{ef} \cdot t_i} \; ;$<br>$\sigma_{lz} = 0{,}25 \cdot \sigma_{ly} \; ;$<br>$\tau_{lyz} = 0{,}3 \; \sigma_{ly} \; ;$ |
| Verificări de oboseală | $0{,}5 \sqrt{\sigma_z^2 + 0{,}36 \; \tau_{yz}^2} + 0{,}4\sigma_{ly} + 0{,}5\sigma_{fy} \leqslant R_o$<br>Eforturile unitare se determină din încărcarea normată a unui singur pod multiplicată cu un coeficient 0.6 . . .0,8 funcție de regimul de lucru. | $\sigma_{fy} = \frac{2 \cdot M_f \cdot t_i}{I_f} \; ;$<br>$\tau_{fyz} = 0{,}25 \cdot \sigma_{fy} \; ;$<br>$I_f = I_x + \frac{b \cdot t^3}{3} \; ;$<br>$l_{ef} = 3{,}25 \sqrt[3]{I_f / t_i} \; ;$<br>$e = 15 \text{ mm}$<br>$M_f = P \cdot e + 0{,}75 \cdot H_t \cdot h_s$ |

Observații :

$\beta = 1{,}15$ la grinzi simplu rezemate și 1,30 la verificarea secțiunilor de reazem ale grinzilor continue ;

$M_x^{(\gamma P+g)}$ și $T$ — moment încovoietor și forța tăietoare de calcul ; $\gamma = 1{,}0 \ldots 1{,}1$

$P$ — presiunea de calcul a roților podului ;

$\bar{\psi} = 1{,}1 \ldots 1{,}5$ în funcție de regimul de lucru al podului ;

$I_t$ — momentul de inerție la răsucire al șinei ;

$I_f$ — suma momentelor proprii de inerție a tălpii și șinei ; în cazul sudării șinei de talpă se ia momentul de inerție al grupului șină plus talpă ;

$H_t$ — forța orizontală pe o roată a podului ; $h_s$ — înălțimea șinei ;

$R_o$ — rezistența de calcul la oboseală egală cu 75 N/mm² pentru zone superioare comprimate și 65 N/mm² pentru zona întinsă de pe reazemele grinzilor continue.

Grinzile care lucrează la un număr de cicluri $n \geqslant 2 \cdot 10^6$ vor avea legătura dintre inimă și talpa superioară realizată cu sudură continuă și complet pătrunsă pe toată grosimea inimii.

Tabla striată a grinzii de frînare se verifică ca o placă rezemată pe contur (tălpile grinzii de frînare, a grinzii de rulare și nervurile de rigidizare). Deoarece panourile de tablă striată au suplețe mari se admite verificarea acesteia în domeniul posteritic (v. cap. 13).

*Verificările la oboseală* se fac conform prevederilor din capitolele 7 și 10 eforturile se determină din încărcări normate fără a ține seama de coeficientul dinamic. Spectrul de încărcare se ia în considerare prin introducerea în calcul a eforturilor date de un singur pod rulant, cel cu capacitatea maximă de ridicare. Pentru alte verificări se vor consulta capitolele 10 și 22.

Numărul de cicluri care se poate produce în timpul duratei de exploatare a construcției apare diferențiat în funcție de regimul de lucru al podului (§ 7.6). Pentru regimurile de lucru ușor și mediu efectul oboselii nu este necesar a fi luat în considerare.

Pentru limitarea cursei podurilor la capătul grinzilor de rulare se prevăd tampoane ; acestea trebuie să preia șocul rezultat din lovirea cu tamponul podului. Pentru a reduce efectul dinamic al ciocnirii se iau o serie de măsuri : se reduce printr-un sistem automat viteza podului la capetele grinzii ; se reduce viteza podului obligînd roata extremă să ruleze pe un plan înclinat ; se prevăd amortizoare atît la tampoanele podului, cît și la tamponul căii ; la tampoanele căii se vor prevedea amortizoare cu resort care permit o deformare elastică importantă (circa 10 cm).

Un calcul exact pentru determinarea forței de tamponare trebuie să țină seama de elasticitatea tamponului și de deformabilitatea construcției metalice a podului în plan orizontal. În practică, dacă nu se efectuează un calcul exact se admite în funcție de regimul de lucru, de capacitatea de ridicare și de felul suspensiei, să se efectueze calculul cu forța limită normată dată în tabelul 19.3.

Diferite detalii de alcătuire și prindere a tampoanelor sînt date în figura 21.23.

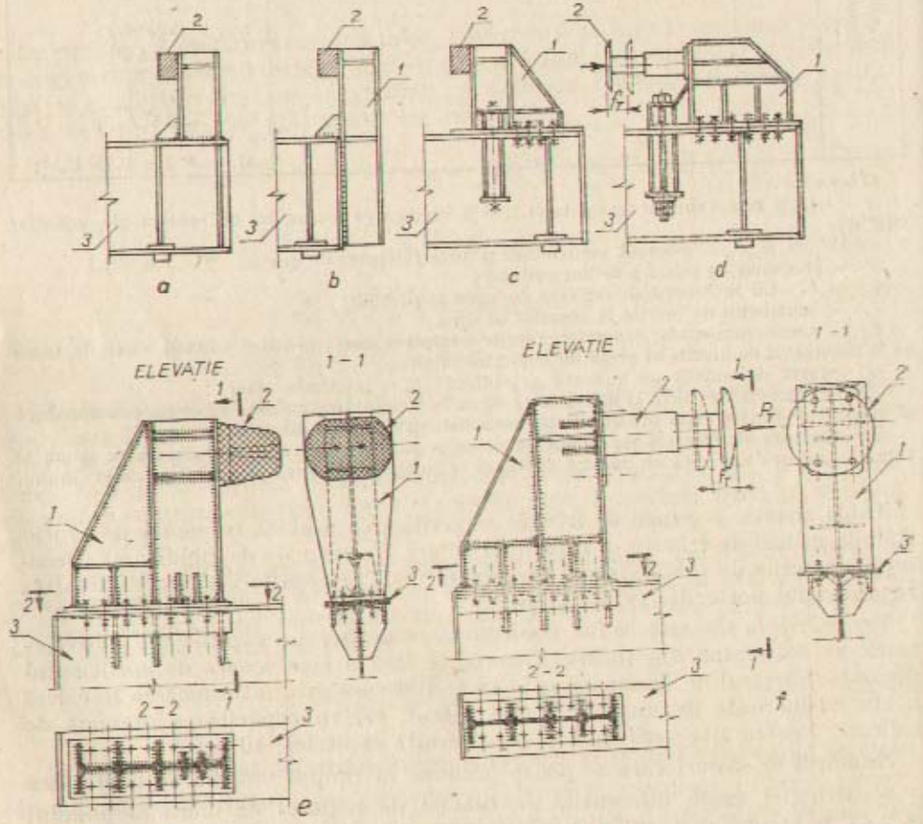



Fig. 21.23. Tampoane cu amortizoare de cauciuc (*a*, *b*, *c*, *e*) și cu resort (*d*, *f*) :
1 — tampon ; 2 — amortizor ; 3 — grindă de rulare.



## 21.2. GRINZILE CĂILOR DE RULARE PENTRU MACARALE MONOȘINĂ ȘI PENTRU PODURI RULANTE SUSPENDATE

Grinzile de rulare ale macaralelor monoșină sînt realizate din profile dublu T pe a căror talpă inferioară rulează roțile macaralei. Se folosesc de regulă profile 121...140 ale căror tălpi corespund cu ansamblul roților de rulare. În cazul cînd deschiderile cer profile mai mari, grinda se realizează fie dintr-un profil cu goluri în inimă, fie cu o secțiune compusă dintr-un profil dublu T tăiat în jumătate, care servește drept cale de rulare propriu-zisă, iar partea superioară este alcătuită prin sudură. De regulă această parte este mai dezvoltată avînd și rolul de a asigura stabilitatea generală a grinzii și preluarea forțelor orizontale (fig. 21.24).

Talpa inferioară primește încărcarea transmisă de roata macaralei (fig. 21.25, *a*) și se verifică la încovoiere locală. Considerînd repartizarea

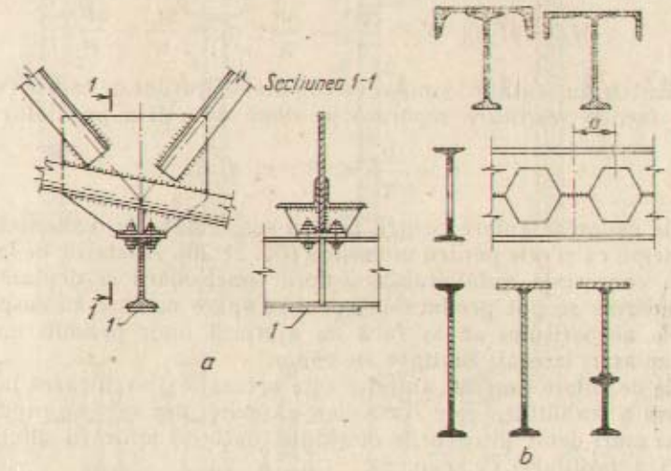



Fig. 21.24. Căi pentru macarale monoșină și poduri suspendate :
*a* — suspendarea căii ; *b* — tipuri de secțiuni pentru căile macaralelor monoșină.

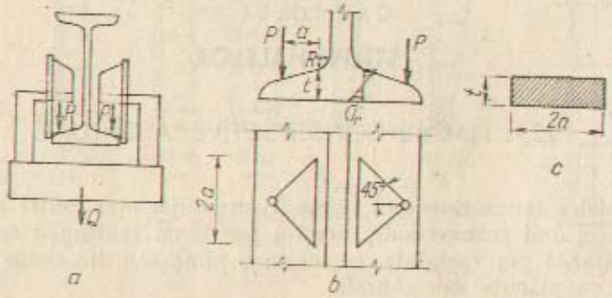



Fig. 21.25. Verificarea tălpii inferioare la acțiunea presiunii locale.

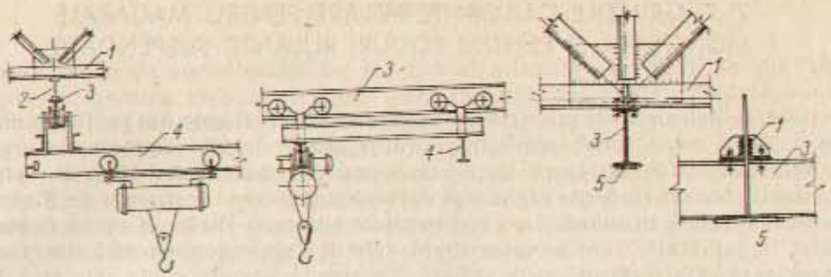


Fig. 21.26. Suspendarea căii de acoperiș :
1 — formă ; 2 — pendul ; 3 — cale (grindă) longitudinală ; 4 — grinda podului suspendat ; 5 — plăci de ghidaj.

eforturilor după două planuri la 45°, secțiunea de la începutul racordării de grosime $t$ și lățime $2a$ (fig. 21.25, *b*), se verifică cu relațiile :

$$M_r = P \cdot a\,;\; W = \frac{2at^2}{6} = \frac{at^2}{3}\,;\; \sigma_r = \frac{M_r}{W} = \frac{3P}{t^2}\,. \qquad (21.9)$$

Experiențele au arătat că similar cu calculul colțurilor de cadru (v. §. 15.4), se poate face o verificare separată pe două direcții a profilului :

$$\sigma = \frac{M_x}{W_x} \leqslant R\,;\; \sigma_x \leqslant R. \qquad (21.10)$$

Grinzile căilor de rulare pentru poduri suspendate se realizează după aceleași principii ca și cele pentru monoșină (fig. 21.26). Abaterile de la paralelism pot avea consecințe nefavorabile asupra funcționării și deplasării podului rulant deoarece se pot produce înțepeniri ; apare necesar ca suspendarea de elementele acoperișului să se facă cu ajutorul unor penduli metalici care permit deplasări laterale limitate ale căilor.

La căile de rulare descrise anterior este necesară și verificarea la fenomenul de pierdere a stabilității prin încovoiere-răsucire, dar care se produce la solicitări mai mari decît în cazurile obișnuite, datorită aplicării sarcinii la talpa inferioară a profilului (v. cap. 8).

CAPITOLUL 22

# STÎLPII HALELOR

## 22.1. FORME CONSTRUCTIVE. ALCĂTUIRE

Stîlpii halelor industriale pot fi clasificați după mai multe criterii ; după alcătuirea secțiunii transversale, aceștia pot fi cu înălțimea secțiunii transversale constantă sau variabilă, cu secțiune plină sau din elemente depărtate solidarizate cu plăcuțe sau zăbrele.

Stîlpii cu înălțimea secțiunii constantă se folosesc cînd solicitările (momente și forțe axiale) variază relativ puțin pe lungimea acestora ; sînt indicați la hale fără poduri rulante sau cu poduri rulante cu capacitate mică de ridicare, la construcții ușoare, la platforme industriale din hale etc. (fig. 22.1, *a*). Se pot realiza cu secțiune plină prin sudare automată sau, cînd condițiile constructive sau de rigiditate necesită depărtarea ramurilor, din elemente depărtate zăbrelite.

Stîlpii cu înălțimea secțiunii variabilă se folosesc de regulă la hale unde variația eforturilor este mai pronunțată. Pentru cadre cu secțiune plină se pot utiliza stîlpi cu înălțime uniform variabilă (fig. 22.1, *b* — soluțiile *10* și *11*).

Halele industriale cu poduri rulante au stîlpii cu înălțimi constante pe anumite zone (stîlpi cu secțiunea în trepte) ; de regulă se dezvoltă secțiunea

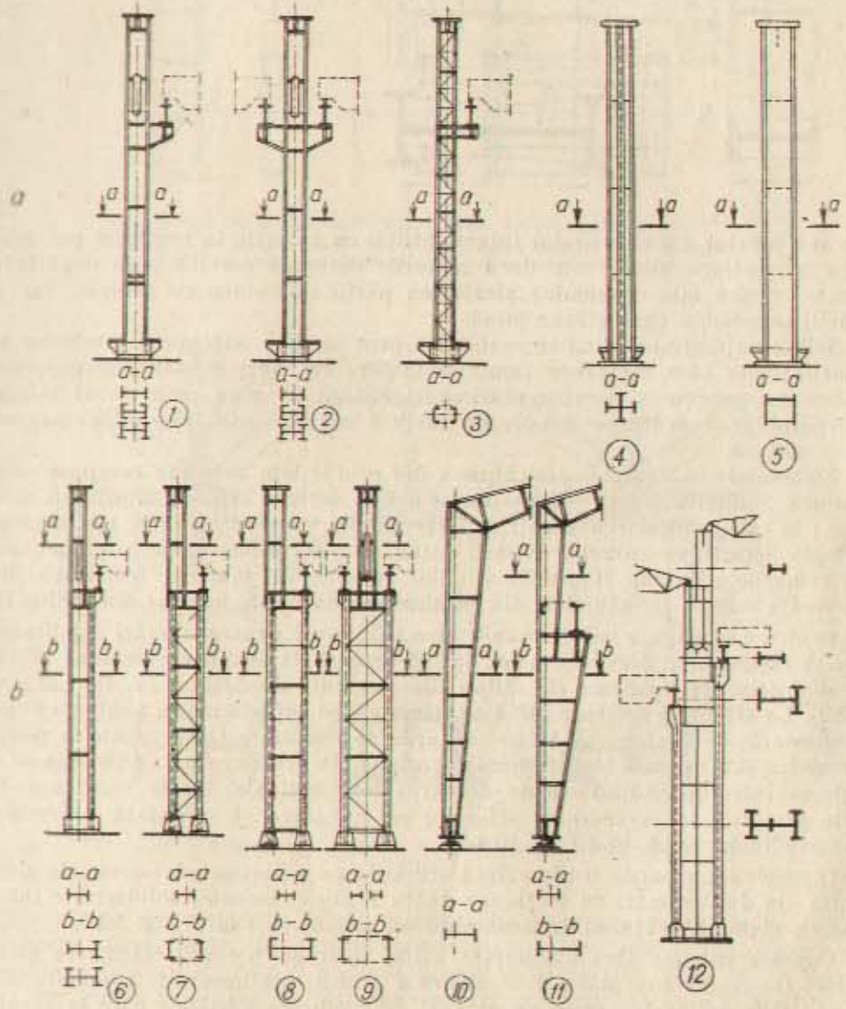


Fig. 22.1. Forme constructive de stîlpi :
*a* (*1, 2, 3, 4, 5*) — cu înălțime constantă ; *b* (*6, 7, 8, 9, 10, 11, 12*) — cu înălțime variabilă.

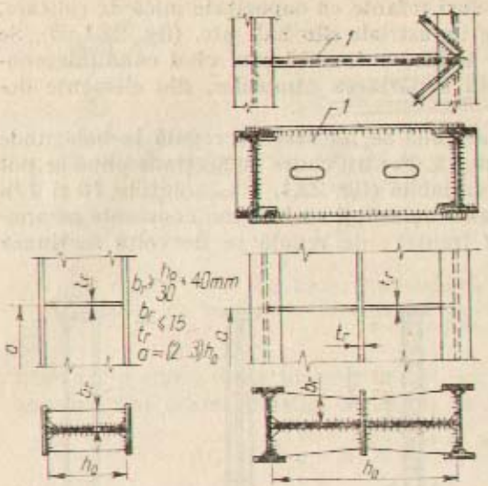


Fig. 22.2. Nervuri și diafragme de rigidizare *(1)* la stîlpi.

de sub nivelul grinzii podului rulant. Stîlpii cu variație în trepte se pot realiza cu secțiune plină, sau, dacă ramurile verticale rezultă prea depărtate poate rezulta mai economică alcătuirea părții inferioare cu zăbrele, iar a părții superioare cu secțiune plină.

Stîlpii cu secțiune plină se realizează prin sudarea automată a tablelor și platbandelor care alcătuiesc inima și tălpile. În cazul elementelor puternic solicitate, precum și pentru mărirea rigidității în plan transversal tălpile la rîndul lor se alcătuiesc din profile dublu T laminate sau din profile compuse prin sudură.

Elementele cu zăbrele se alcătuiesc din profile laminate sau compuse prin sudură. Solidarizarea cu plăcuțe nu se aplică decît la stîlpii comprimați centric ; în cazul stîlpilor solicitați de forțe axiale, momente și forțe tăietoare se adoptă soluția cu zăbrele, evitînd astfel apariția momentelor suplimentare în ramurile stîlpului. Ramurile stîlpilor cu solicitări mari se realizează din elemente sudate, iar zăbrelele din corniere sau dacă este necesar din profile U.

Pentru a se asigura indeformabilitatea stîlpilor și pentru a mări rigiditatea lor la răsucire, se prevăd din loc în loc *nervuri* (la stîlpii cu secțiune plină) și *diafragme de rigidizare* (la stîlpii din elemente depărtate) (v. fig. 22.1 și 22.2). La stîlpii cu secțiune plină cu inima avînd suplețe mare, pentru a evita fenomenele de voalare, pe lîngă nervurile de rigidizare transversale se poate prevedea și o nervură longitudinală continuă. În acest caz nervurile transversale se întrerup sudîndu-se de nervurile longitudinale, iar la verificare, în aria secțiunii transversale a stîlpului se consideră și suprafața nervurilor longitudinale (v. § 10.4.1 și 10.4.4).

O rezolvare specială o reprezintă stîlpii la care partea inferioară este alcătuită din două ramuri cu secțiunea dublu T sau chesonată, solidarizate între ele cu rigle și alcătuind în ansamblu un sistem în cadre (fig. 22.3).

*Capetele stîlpilor* sînt amenajate astfel încît să permită rezemarea grinzilor. De regulă sub placa de centrare a grinzii, platforma de rezemare din capul stîlpului se întărește cu nervuri de rigidizare verticale care la rîndul lor sînt prevăzute la partea inferioară cu diafragme (fig. 22.4, *a*). Reacțiunea se transmite prin intermediul nervurilor de rigidizare verticale la inima



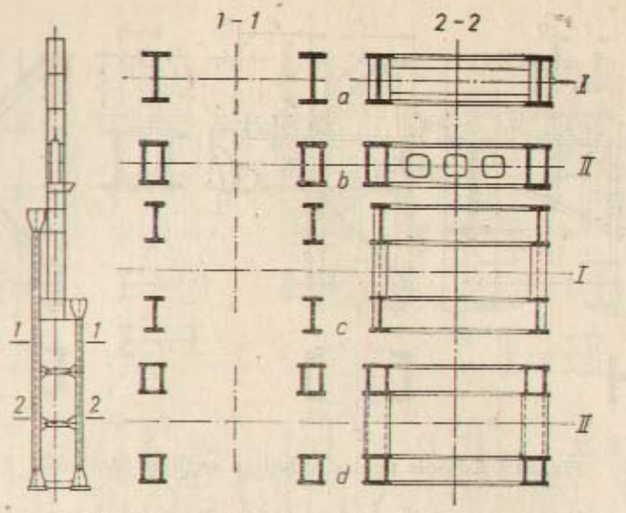


Fig. 22.3. Stîlpi cu ramuri depărtate solidarizate cu rigle : *a*, *b* — cu două ramuri ; *c*, *d* — cu patru ramuri ; *I* — ramuri cu secțiunea deschisă ; *II* — ramuri chesonate.

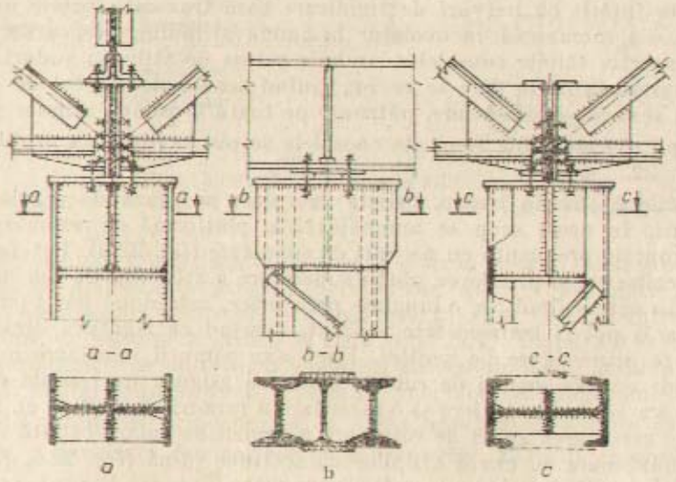


Fig. 22.4. Amenajarea capului stîlpilor pentru rezemarea grinzilor.

stîlpului cu secțiune plină. Stîlpii realizați din elemente depărtate au capul amenajat asemănător, dar lipsind inima plină, se prevede — de o parte și de alta a ramurii — cîte o traversă (placă) laterală (fig. 22.4, *b*). În acest caz reacțiunea se transmite prin intermediul nervurii verticale și al traverselor la ramurile (montanții) stîlpului. Uneori în locul celor două traverse se poate prevedea numai o singură inimă (fig. 22.4, *c*).

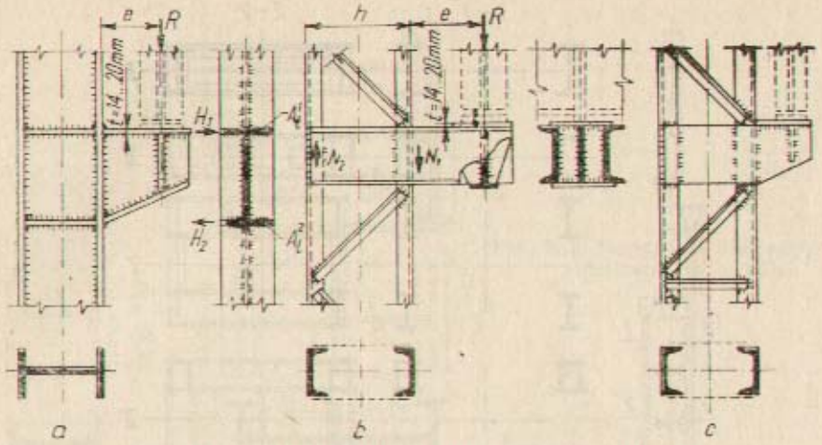



Fig. 22.5. Console pentru stîlpii cu secțiune constantă.

*Consolele și zonele de rezemare ale grinzilor de rulare* se realizează diferit de la stîlp la stîlp în funcție de mărimea solicitărilor și modul de realizare a stîlpului (secțiune plină sau din elemente depărtate).

La stîlpii cu secțiune constantă și cu inimă plină, rezemarea se face pe console dublu T sudate de stîlp (fig. 22.5, *a*). În dreptul tălpilor consolei, stîlpul este întărit cu nervuri de rigidizare care transmit forțele orizontale provenite din momentul încovoietor la inima stîlpului. Nervurile de rigidizare, respectiv tălpile consolelor, trebuie prinse de stîlp cu suduri, care să poată transmite forțele care le revin ; ținînd seama de efectul de oboseală se preferă sudurile în adîncime, pătrunse pe toată grosimea tălpilor și inimii.

La stîlpii din elemente separate consolele se pot realiza din profile U sau table (fig. 22.5, *b* și *c*).

Dacă stîlpul este în trepte, grinda de rulare se așază de regulă pe una din ramuri. În acest scop se amenajează o platformă de rezemare dintr-o placă orizontală prevăzută cu nervuri de rigidizare (fig. 22.6). Tot în această zonă se realizează și prinderea părții superioare a stîlpului de cea inferioară. În cazul în care stîlpul are o lungime prea mare, cele două părți (superioară și inferioară) pot fi transportate separat, urmînd ca legătura dintre ele să se realizeze prin sudare pe șantier. Dacă axa ramurii inferioare a stîlpului nu coincide cu axa grinzii de rulare, pentru a asigura un reazem chiar sub grindă se va realiza o deviere și o racordare a ramurii (fig. 22.6, *c*). La stîlpii cu zăbrele rezolvarea zonei de rezemare a grinzii de rulare capătă o soluționare asemănătoare cu cea a stîlpilor cu secțiune plină (fig. 22.6, *f*, *g* și *h*).

*Prinderea grinzii de rulare de stîlpi* trebuie să asigure transmiterea forțelor care apar în exploatare. Pentru preluarea reacțiunilor negative se prevăd șuruburi de ancoraj, iar forțele în lungul căii se transmit prin intermediul unor tacheți care blochează plăcuța de centrare a grinzii (v. cap. 15). Pentru ușurarea introducerii șuruburilor de ancoraj se prevăd găuri ovalizate, în talpa inferioară a grinzii, în lungul ei, iar în platforma de rezemare a stîlpului, transversal pe axul grinzii.

Prinderea grinzilor de rulare de stîlpi la nivelul șinei se realizează diferențiat pentru grinzile continue și pentru grinzile simplu rezemate. Pentru cele



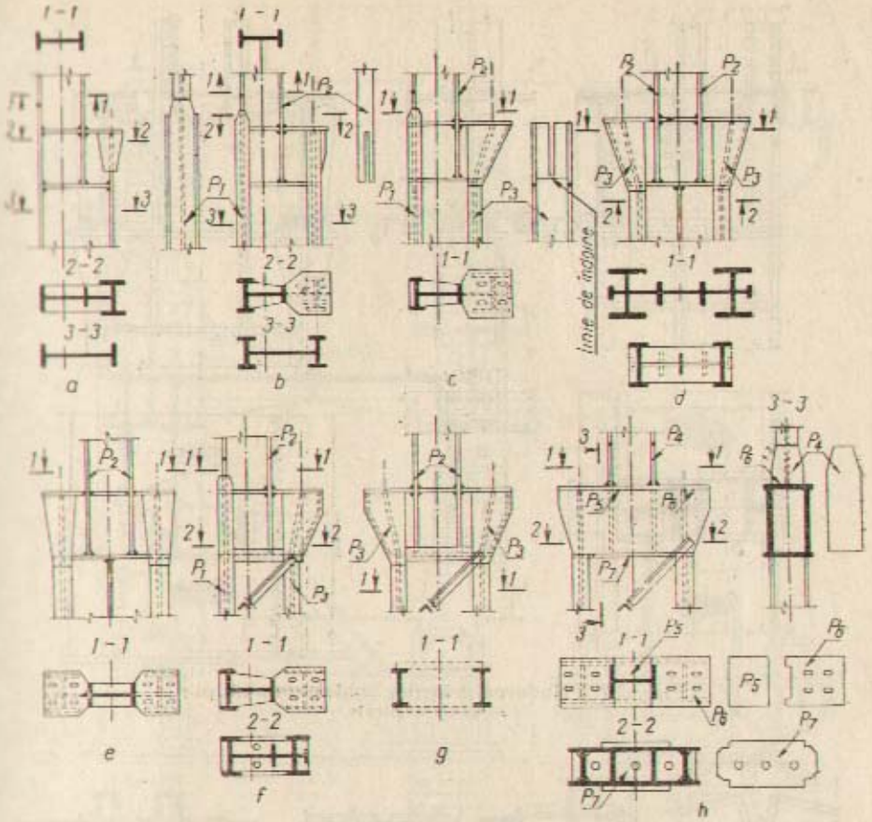



Fig. 22.6. Detalii de alcătuire la stîlpii în trepte :
*a*, *b*, *c*, *d*, *e* — stîlpi cu inimă plină ; *f*, *g*, *h* — stîlpi cu ramuri depărtate.

dintîi, platforma de frînare din tablă striată — de la nivelul tălpii superioare — se sudează de diafragmele stîlpului, creîndu-se astfel continuitate la acest nivel. De asemenea se prevede și o legătură în plan vertical între nervura de rigidizare de reazem a grinzii și stîlp (fig. 22.7). Prinderea se realizează cu șuruburi pentru a permite o anumită deformabilitate în plan vertical, evitîndu-se astfel transmiterea reacțiunii prin această diafragmă. La grinzile simplu rezemate prinderea de la talpa superioară trebuie să permită deplasările Δ rezultate din rotirea pe reazem (fig. 22.8, *a*). În acest sens se evită sudarea tablei striate de stîlp, creîndu-se în schimb legături deformabile prin plăci ghidate cu tacheți sau prin legare cu tije rotunde (fig. 22.8, *b* și *c*) [22].

*Bazele stîlpilor* se realizează în principiu conform celor stabilite la capitolul 15. Pentru stîlpi de dimensiuni mari, apar anumite particularități legate de necesitățile de rigidizare a bazei (fig. 22.9). Este necesar ca nervurile de rigidizare și diafragmele prevăzute să poată transmite eforturile corespunzătoare.

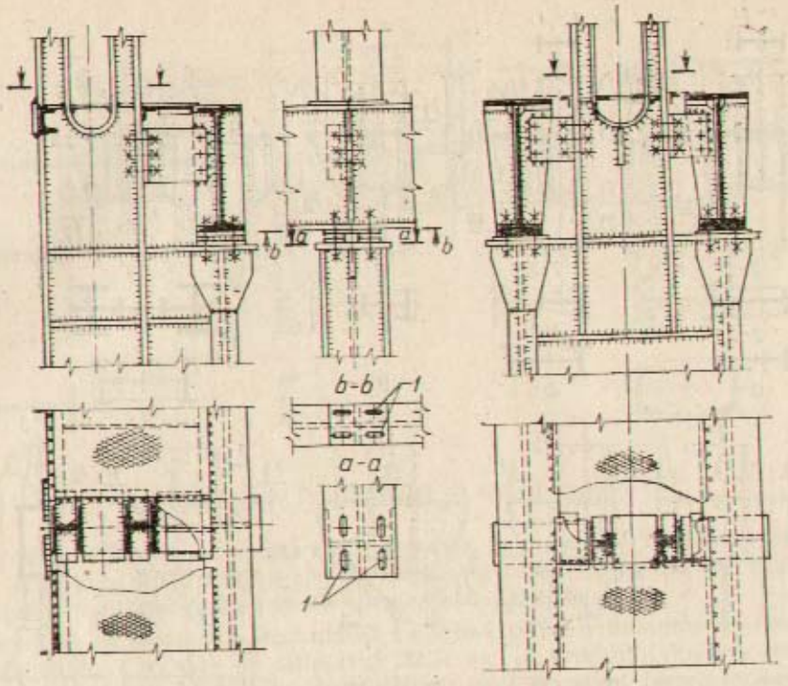



Fig. 22.7. Prinderea grinzilor continue de stîlpi :
1 — găuri ovalizate.

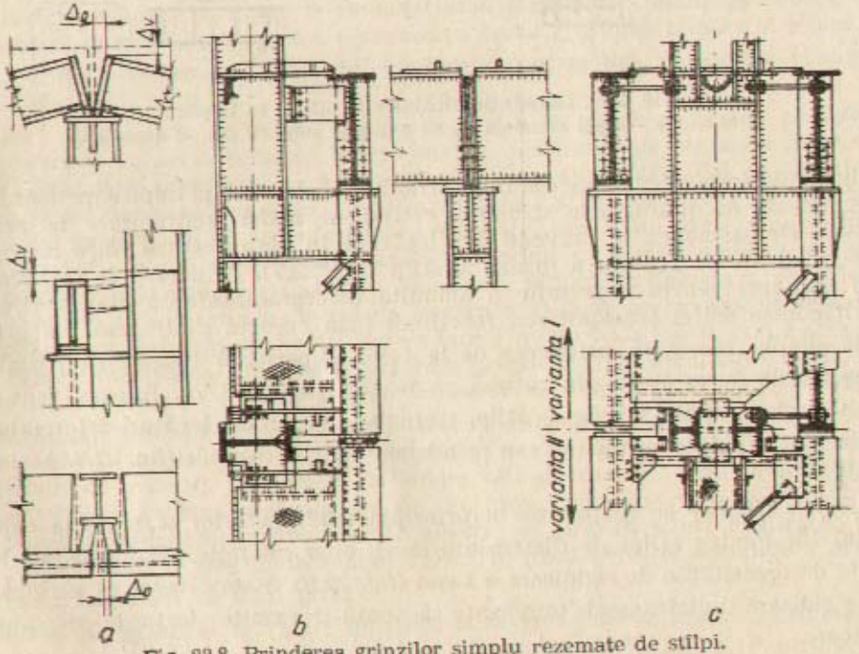



Fig. 22.8. Prinderea grinzilor simplu rezemate de stîlpi.

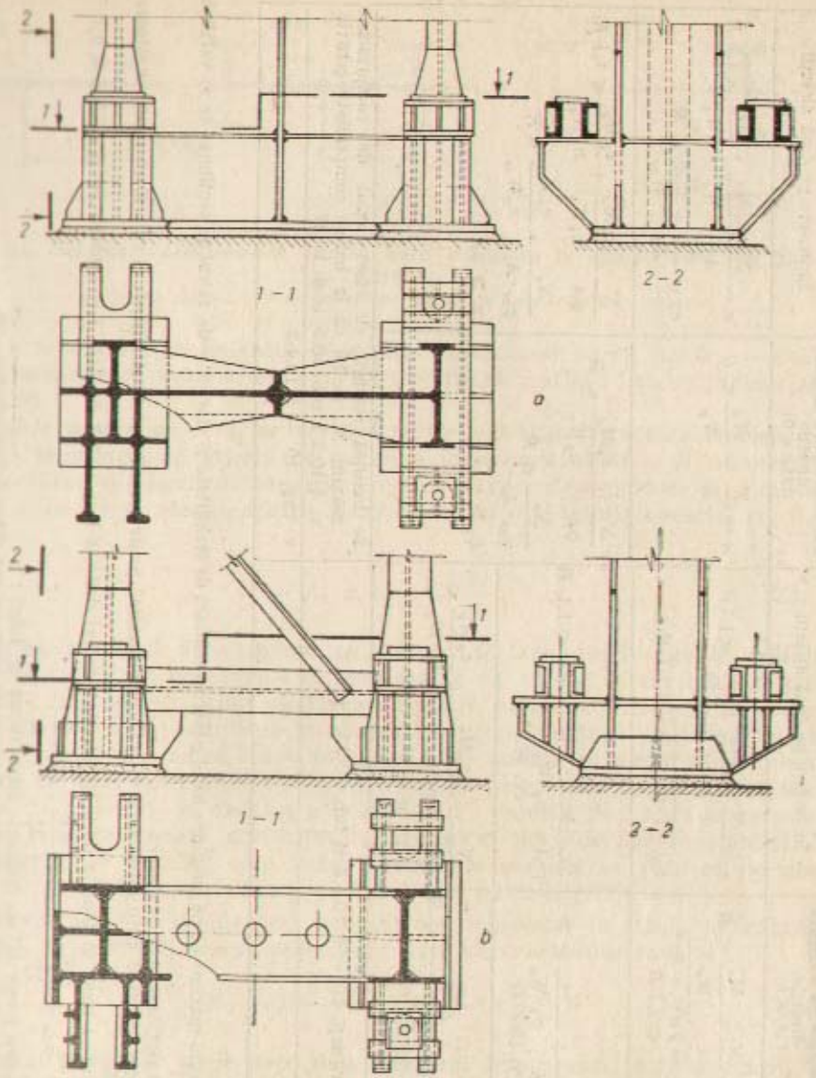



Fig. 22.9. Baze de stîlpi :
a — stîlpi cu inimă plină ; b — stîlpi cu ramuri depărtate.

## 22.2. CALCULUL STÎLPILOR

Verificarea prin calcul a stîlpilor se efectuează conform prevederilor cuprinse în capitolul 10 ; calculele se pot sintetiza după indicaţiile din tabelul 22.1 (cu notaţiile din figura 22.10).

În afară de verificările din tabelul 22.1, barele solicitate la compresiune cu încovoiere trebuie să satisfacă şi condiţia :

$$\lambda \leqslant \lambda_a$$

| Nr. crt. | Tipul verificării | Bare cu secțiune plină (fig. 22.10, *a*) | | Bare cu secțiune compusă (fig. 22.10, *b*) | |
|---|---|---|---|---|---|
| | | Încovoiere pe o singură direcție ($M_y = 0$) | Încovoiere pe două direcții | Încovoiere pe o singură direcție ($M_x = 0$) | Încovoiere pe două direcții |
| 1 | Verificări de rezistență | $\sigma = \frac{N}{A} + \frac{M_x}{W_x} \leqslant R$<br>$\sigma_{ech} = \sqrt{\sigma^{*2} + 3\tau^2} \leqslant 1{,}1\,R$ | $\sigma = \frac{N}{A} + \frac{M_x}{W_x} + \frac{M_y}{W_y} \leqslant 1{,}1\,R$<br>$\sigma_{ech} = \sqrt{\sigma^{*2} + 3\tau^2} \leqslant 1{,}1\,R$ | $\sigma = \frac{N}{A} + \frac{M_y}{W_y} \leqslant R$ | $\sigma = \frac{N}{A} + \frac{M_x}{W_x} + \frac{M_y}{W_y} \leqslant 1{,}1\,R$<br>$\sigma_r = \frac{N_r}{A_r} + \frac{M_{xr}}{W_{xr}} \leqslant R$ |
| 2 | Verificări de stabilitate cînd $\frac{N}{\varphi A} \leqslant 0{,}15\,R$ | $\frac{N}{\varphi A} + \frac{M_x}{\varphi_x \cdot W_x} \leqslant R$<br>v. (8.272) | $\frac{N}{\varphi \cdot A} + \frac{M_x}{\varphi_x \cdot W_x} + \frac{M_y}{W_y} \leqslant 1{,}1\,R$<br>v. (8.273) | $\frac{N}{\varphi A} + \frac{c_y M_y}{n_y W_y} \leqslant R$<br>$\frac{N_r}{\varphi_{xr} \cdot A_r} \leqslant R$<br>$\varphi_1 \geqslant \varphi_{xr}$ | $\frac{N}{\varphi A} + \frac{c_x M_x}{n_x W_x} + \frac{c_y M_y}{n_y W_y} \leqslant 1{,}1\,R$<br>$\frac{N_r}{\varphi_{xr} \cdot A_r} + \frac{c_x M_{xr}}{n_x W_{xr}} \leqslant R$<br>$\varphi_1 \geqslant \varphi_{xr}$ |
| 3 | Verificări de stabilitate cînd $\frac{N}{\varphi A} > 0{,}15R$ | $\frac{N}{\varphi A} + \frac{c_x M_x}{\varphi_x n_x W_x} \leqslant R$ | $\frac{N}{\varphi \cdot A} + \frac{c_x M_x}{\varphi_x \cdot n_x \cdot W_x} + \frac{c_y M_y}{n_y \cdot W_y} \leqslant 1{,}1\,R$ | | |
| 4 | Verificări de stabilitate locală | v. cap. 10 — § 10.4.4 și tab. 10.27 | | Se verifică ramura cu efort axial de compresiune maxim $N_r$, la fel ca la barele comprimate centric. v. § 10.2.4 tab. 10.5, 10.6, 10.27 | |
| 5 | Verificarea elementelor de solidarizare | | | v. cap. 10 — § 10.4.3 | |

Observații

$N$, $M_x$ și $M_y$ sînt eforturile de calcul maxime de pe lungimea barei pentru verificări de stabilitate și eforturile de calcul în secțiunea ce se verifică pentru verificări de rezistență ;

$A$, $W_x$ și $W_y$ — caracteristicile secțiunii brute a barei ;

$N_r$ — rezultă din $N$ și $M_y$ (v. fig. 22.10, *b* și 10.48) și se ia cu valoarea maximă pentru verificări de stabilitate și cu valori corespunzătoare ($N_r$, $M_{xr}$) la verificări de rezistență.

$\varphi$ — coeficient de flambaj minim al barei în funcție de lungimile de flambaj definite la § 10.4.2 din tab. 8.8. (pentru fig. 22.10,*b* $\varphi = \varphi_y$)

$n_x = 1 - \frac{\sigma}{\sigma_{Ex}}$ ; $n_y = 1 - \frac{\sigma}{\sigma_{Ey}}$ ; $\sigma_{Ex} = \frac{\pi^2 E}{\lambda_x^2}$ ; $\sigma_{Ey} = \frac{\pi^2 E}{\lambda_y^2}$ ; $\sigma = \frac{N}{A}$ ;

$\sigma^*$ și $\tau$ — tensiuni corespunzătoare punctului de legătură între inimă și talpă ;

$c_x$ și $c_y$ — conf. tab. 8.18 ; pentru cadre cu noduri deplasabile $c_x$ se ia conform tab. 28 — STAS 10108/0—78.

$\varphi_y$ — coeficient de instabilitate luat din tabelul 8.8 în funcție de $\lambda_{ir}$ calculat cu relația (8.233) sau simplificat cu (8.243), considerînd $\xi = 1{,}0$ ;

$\varphi_{xr}$ — coeficientul de flambaj al ramurii (tab. 8.8) ; cînd efortul axial $N_r$ variază pe lungime, lungimea de flambaj a ramurii se corectează după indicațiile din tabelul 10.2;

$\varphi_1$ — coeficientul de flambaj al ramurii între două noduri consecutive de prindere (se recomandă $\lambda_1 \leqslant 80$)

Pentru predimensionare la stîlpii din figura 22.10, *a* se poate considera $n_x \cdot \varphi_y \approx \varphi_x$.

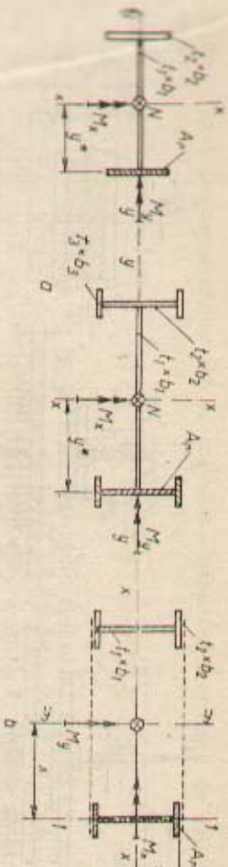


Fig. 22.10. Secțiuni caracteristice pentru bare solicitate la compresiune cu încovoiere :

*a* — cu inimă plină ; *b* — din elemente depărtate solidarizate cu zăbrele.

unde : $\lambda$ reprezintă coeficientul de zveltețe maxim al barei, iar $\lambda_a$ — zveltețea admisibilă cu valorile din tabelul 10.8 (pentru stîlpii halelor industriale $\lambda_a = 120$).

*Consolele* sudate pe stîlp se verifică la forța $R$ calculată fără coeficienții dinamici transmisă de grinda de rulare și la momentul $M = R \cdot e$. Determinarea secțiunii și a sudurilor de prindere a nervurilor de rigidizare din dreptul tălpilor consolei se efectuează pe baza efortului din tălpile consolei (v. fig. 22.5, *a*) :

$$H = A_f \cdot \sigma_{cf} = A_f \cdot \frac{M}{W} \,. \tag{22.1}$$

Verificarea secțiunii de prindere cu sudură se face după regulile arătate la capitolul 4. Este necesar să se țină seama că valoarea reacțiunii $R$ este variabilă ; în cazul grinzilor continue ea poate schimba de semn. În consecință, este necesară verificarea la oboseală a prinderii după procedeul folosit la grinzile de rulare, adică luînd în considerare numai un singur pod rulant și anume cel mai mare dintre cele care circulă pe grindă. Se determină coeficientul de asimetrie al ciclului $\rho = R^{min}/R^{max}$, valorile $R$ luîndu-se cu semnele lor și se calculează coeficientul $\gamma$ conform prevederilor capitolului 7. Suprafețele de ancoraj care prind grinda de consolă se verifică de asemenea la oboseală, ținînd seama că ciclul este pulsant ($R^{min} = 0$).

Prinderile laterale (în general sudate) ale consolelor la stîlpii cu zăbrele (fig. 22.5, *b*) se calculează la reacțiunile date de cele două traverse :

$$N_1 = R\,\frac{h + e}{h} \quad ; \quad N_2 = R\,\frac{e}{h} \,. \tag{22.2}$$

În cazul podurilor grele care dau reacțiuni importante, este necesară și verificarea zonei de rezistență locală ; în figura 22.11 este arătată zona antrenată. Verificarea la strivire sub placa de centrare se efectuează cu relația :

$$\frac{N}{t_1 t_4 + b_1 t_2} \leqslant 1{,}1\,R. \tag{22.3}$$

Reacțiunea $R$ a grinzii de rulare pentru calculul consolei, atît pentru verificările de rezistență, cît și la oboseală, se determină fără a considera coeficienții dinamici.

Prinderile de stîlpi ale grinzii de frînare se verifică ținînd seama de efectele defavorabile ale șocurilor date de podul rulant. În acest sens forțe orizontale se multiplică cu coeficientii $\alpha$ care se dau în tabelul 19.5.

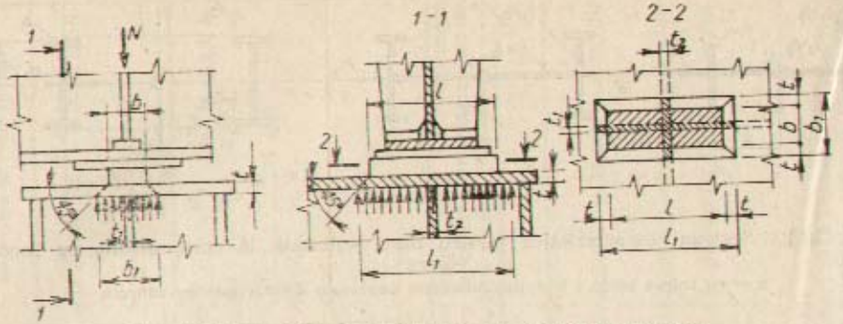


Fig. 22.11. Verificarea la strivire sub placa de centrare.

*Prinderea părții superioare* a stîlpului de partea inferioară se realizează cu sudură. Sudurile $S_1$ se proiectează cu grosimea de $0{,}7t_1$ și în consecință pot transmite tot efortul din inimă. Talpa interioară *1* (fig. 22.12, *a*) se prevede cu o tăietură care se sudează de inima părții inferioare. Cordoanele de sudură $S_2$ solicitate ca în figura 22.12, *a*, avînd grosimea $a_s$ se calculează la efortul capabil al platbandei:

$$N_c = A_1 \cdot R\,; \quad l_s = \frac{N_c}{4a_s R_f^s}. \tag{22.4}$$

La stîlpii din elemente separate (fig. 22.12, *b*) traversa de prindere este solicitată de momentul și forța axială din partea superioară a stîlpului. Va-

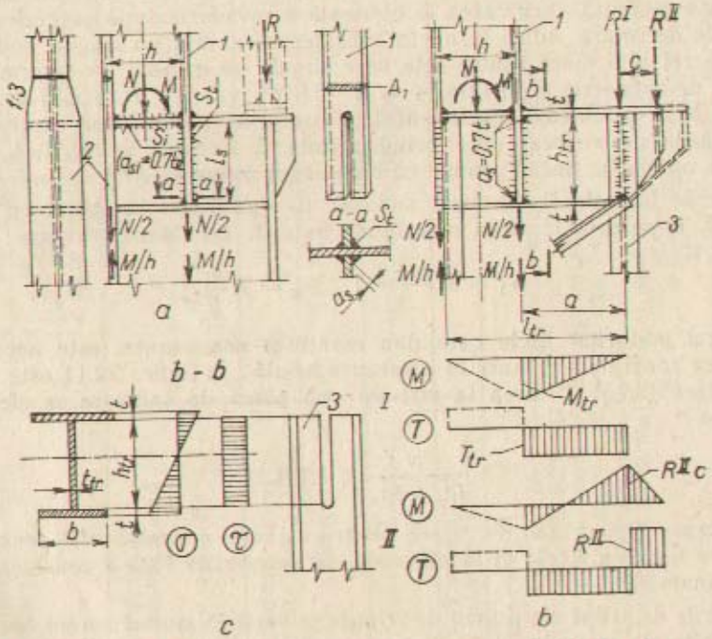


Fig. 22.12. Verificarea traverselor la rezemarea grinzii de rulare:
*1* și *3* — tălpi interioare; *2* — talpă exterioară.



lorile și variația momentelor de pe traversă, respectiv secțiunea de calcul a traversei sînt arătate în figura 22.12, *b* și *c*:

$$M_{tr}^{I} = \left(\frac{N}{2} + \frac{M}{h}\right)\beta \cdot a\,; \quad T_{tr}^{I} = \left(\frac{N}{2} + \frac{M}{h}\right)\beta \text{ (cazul I)}\,; \quad \beta = \frac{l_{tr} - a}{l_{tr}} \tag{22.5}$$

Dacă grinda de rulare ar fi așezată pe o consolă (*cazul II* fig. 22.12, *b*), pe lîngă verificarea cerută de partea superioară a stîlpului (*cazul I*), traversa se mai verifică și în secțiunea de reazem (fața ramurii *3*) ținînd seama și de reacțiunea $R^{II}$ dată de grinda de rulare. În acest caz:

$$M_{tr}^{II} = R^{II} \cdot c\,; \quad T_{tr}^{II} = R^{II}. \tag{22.6}$$

Secțiunea traversei care se verifică la $M_{tr}$ și $T_{tr}$ este o secțiune dublu T (fig. 22.12, *c*), iar eforturile unitare trebuie să satisfacă relațiile:

$$\sigma = \frac{M_{tr}}{W_{tr}} \leqslant R \quad \text{și} \quad \tau = \frac{T_{tr}}{t_{tr} \cdot h_{tr}} \leqslant R^f. \tag{22.7}$$

Înălțimea minimă a traversei se adoptă $h_{tr} = (0{,}5\ldots0{,}6) \cdot l_{tr}$ (fig. 22.12, *b*). De regulă inima traversei se realizează continuă trecînd-o printr-o tăietură în ramurile *1* și *3* (v. fig. 22.12) ale stîlpului. Prinderea cu sudură a traversei de partea inferioară a stîlpului se calculează la reacțiunea părții superioare la care se adaugă forța $R$ provenită din reacțiunea $R^I$ sau $R^{II}$ a grinzii de rulare:

$$N_{tr} = \frac{N}{2} + \frac{M}{h} + R. \tag{22.8}$$

Pentru a asigura circulația pe pasarelă, în stîlp, la nivelul grinzii de frînare se prevăd goluri de trecere. În vederea compensării slăbirii secțiunii, golul se bordează cu o talpă suplimentară (fig. 22.13).

*Verificarea stîlpului în dreptul golului* se efectuează considerînd cele două ramuri încastrate la extremități. Forța tăietoare produce momente încovoietoare egale la cele două extremități (fig. 22.13):

$$M_0 = \frac{T}{2} \cdot \frac{h}{2}. \tag{22.9}$$

Din solicitările pe ansamblul stîlpului ($M$ și $N$) în ramura cea mai solicitată apare un efort axial:

$$N_0 = \frac{M}{h_0} \pm \frac{N}{2}. \tag{22.10}$$

În acest caz verificarea de rezistență se efectuează în secțiunea cea mai solicitată (fig. 22.13) cu relația:

$$\sigma = \frac{M_0}{W_0} + \frac{N_0}{A_0} \leqslant R. \tag{22.11}$$

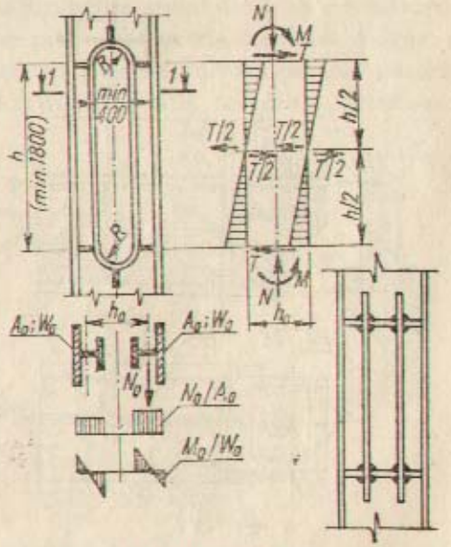


Fig. 22.13. Alcătuirea și verificarea stîlpului în dreptul golului.

De asemenea se efectuează și o verificare de stabilitate:

$$\frac{N_0}{\varphi_{min} A_0} + \frac{c_x \cdot M_0}{\varphi_y \cdot W_0 \left(1 - \frac{\sigma}{\sigma_{Ex0}}\right)} \leqslant R\,;\ c_x = 0{,}459 \qquad (22.12)$$

$\varphi_{min}$, $\varphi_y$ și $\sigma_{Ex0}$ corespund lungimii libere (de flambaj) $h$.

*Calculul bazei* se face după regulile stabilite la capitolul 15. În cazul stîlpilor dezvoltați ai halelor industriale, măsurile de rigidizare ale acestora impun și unele verificări suplimentare. Astfel, la baza din figura 22.14, *a*, momentul $Z \cdot e$ provenit din efortul de întindere din bulonul de ancoraj poate fi considerat transmis în plăcile $P_1$, $P_2$ și $P_3$ prin cuplul $H_{tr} \cdot h_{tr} = Z \cdot e$. Forța tăietoare (egală cu $Z$) se transmite prin nervurile $P_4$. Plăcile $P_5$ servesc la întărirea nervurilor $P_4$ împotriva fenomenelor de voalare. În acest caz, verificările care trebuie efectuate sînt:

$$H_{tr} = \frac{Z \cdot e}{h_{tr}}; \quad \sigma = \frac{H_{tr}}{A_2 + A_3} \leqslant R\,;\ \sigma = \frac{H_{tr}}{A_1} \leqslant R \qquad (22.13)$$

$$\tau_3 = \frac{H_{tr}}{A_{s1}} \leqslant R_f^s\,;\ \tau_3 = \frac{H_{tr}}{A_{s2}} \leqslant R_f^s \qquad (22.14)$$

$$\tau = \frac{Z}{2A_4} \leqslant R_f^s\,;\ \tau_3 = \frac{Z}{A_{s1}} \leqslant R_f^s \qquad (22.15)$$

În aceste relații $A_i$ reprezintă secțiunile pieselor corespunzînd pozițiilor $P_i$, iar $A_{si}$ — secțiunile sudurilor de prindere.

La baza din figura 22.14, *b* continuitatea consolelor nu mai este restabilită prin plăci orizontale. Momentul se transmite practic numai prin plăcile $P_2$,

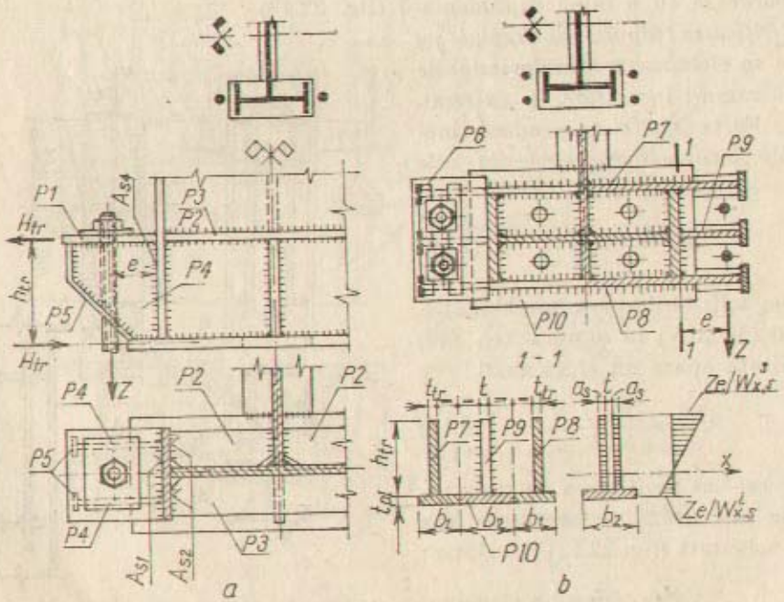



Fig. 22.14. Verificarea elementelor componente ale bazelor de stîlpi.



$P_8$ și $P_9$ care de la caz la caz pot conlucra sau nu cu talpa $P_{10}$, în funcție de modul în care aceasta din urmă depășește fața stîlpului și este sudată de primele (v. cap. 15). Se verifică placa centrală $P_9$ care este cea mai solicitată atît din punctul de vedere al materialului de bază (placa propriu-zisă) cît și al prinderii ei cu sudură (fig. 22.14, *b*):

$$\sigma = \frac{Z \cdot e}{W_x} \leqslant R; \quad \tau_{med} = \frac{Z}{h_{tr} \cdot i} \leqslant R_f; \qquad (22.16)$$

$$\tau_1 = \frac{Z \cdot e}{W_{x,s}} \leqslant R_f^s; \quad \tau_2 = \frac{Z}{2a_s h_{tr}} \leqslant R_f^s;$$

$$\tau_{max} = \sqrt{\tau_1^2 + \tau_2^2} \leqslant R_f^s. \qquad (22.17)$$

Pentru calculul diferitelor nervuri de rigidizare și al sudurilor lor de prindere de alte elemente se ține seama de încărcarea ce-i revine unei nervuri:

## 22.3. STÎLPI DIN BETON ARMAT

La hale cu poduri rulante cu capacitate de ridicare $Q \leqslant 320$ kN cu regim ușor, mediu și dacă înălțimea halei nu este prea mare se pot folosi stîlpi din beton armat; celelalte elemente ale structurii de rezistență (structura acoperișului și grinzile de rulare) se proiectează metalice. Stîlpii din beton armat se realizează prefabricați și se montează în fundații pahar din beton armat.

Legătura cu fermele se realizează sub forma unei articulații; pe capul stîlpului sînt prevăzute de la turnare șuruburi de ancoraj și o placă de rezemare. Ferma se fixează cu șuruburi și apoi se sudează tăcheți care blochează deplasările în plan, dar care permit rotiri limitate pe reazeme (fig. 22.15).

Legătura grinzilor de rulare cu stîlpii din beton armat necesită o rezolvare specială pentru stîlp în zona în care se prind elementele metalice. Asigurarea toleranțelor de montaj la nivelul șuruburilor de ancoraj impune uneori prevederea șuruburilor de ancoraj în exteriorul grinzii, prinderea făcîndu-se prin intermediul unor elemente metalice tubulare sudate ulterior de nervurile de reazem ale grinzii sau de scaune speciale mai late (fig. 22.16, *a* și *c*). Pentru rezemare pe consola stîlpului se fixează încă de la turnare o placă metalică.

Prinderile de la nivelul pasarelei, respectiv prinderea inimii grinzilor necesită ca stîlpul să fie prevăzut cu plăci metalice bine ancorate în aceste zone, plăci de care se sudează elementele de legătură ale grinzii de rulare cu stîlpul (fig. 22.16, *a* și *b*).

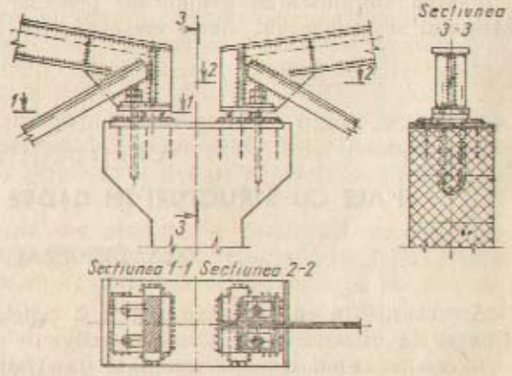



Fig. 22.15. Rezemarea fermelor pe stîlpii din beton armat.

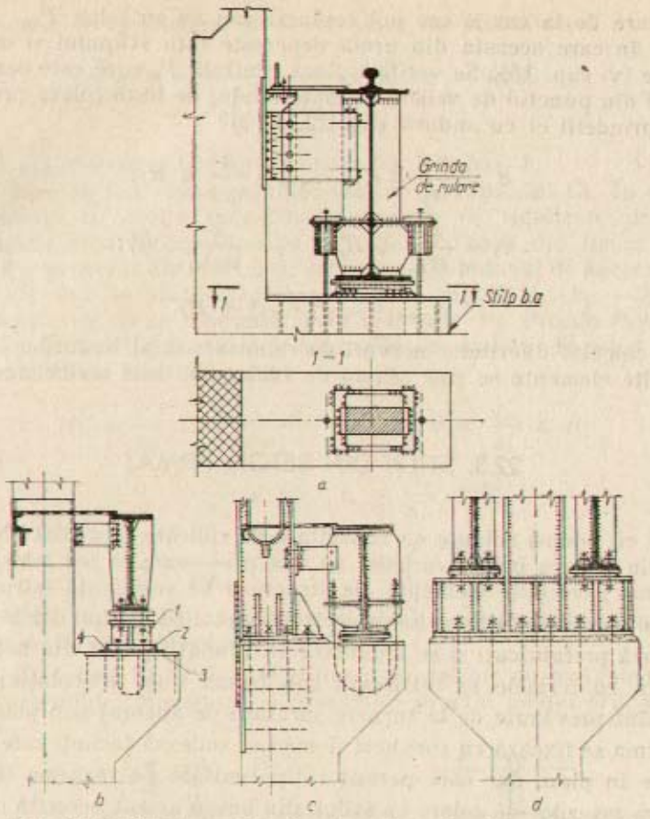



Fig. 22.16. Prinderea grinzilor de rulare de stîlpii de beton armat :
1 — scaun ; 2 — pat de plumb (1 cm) ; 3 — placă înglobată ; 4 — corniere de protecție pentru patul de plumb.

Pentru simplificarea prinderilor grinzilor de rulare, partea superioară a stîlpului se realizează uneori metalică (fig. 22.16, *c* și *d*).

CAPITOLUL 23

# HALE CU STRUCTURI ÎN CADRE CU SECȚIUNE PLINĂ

## 23.1. GENERALITĂȚI

Structurile în cadre avînd stîlpii și riglele cu secțiune plină pot fi soluționate în diferite variante constructive :

— cadre avînd grinzile rezemate pe stîlpi prin intermediul unor legături de tipul articulațiilor (fig. 23.1, *a*) ;

— cadre avînd grinzile legate rigid de stîlpi (fig. 23.1, *c*).



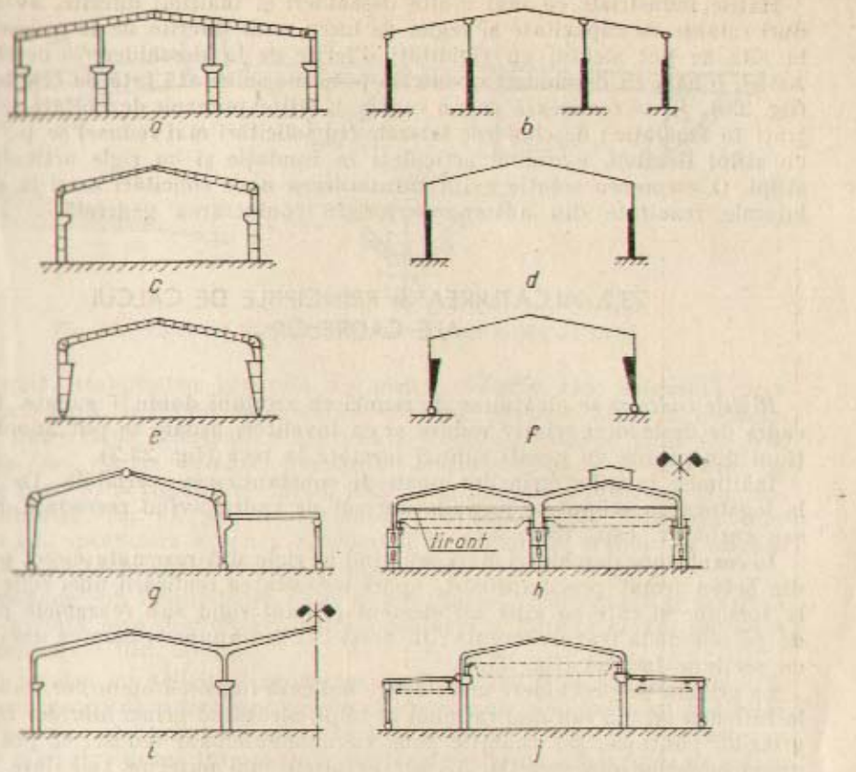



Fig. 23.1. Scheme de cadre cu secțiune plină.

Schemele statice ale acestor cadre sînt arătate în figurile 23.1, *b* și *d*. Stîlpii cadrelor avînd grinzile legate articulat sînt încastrați în fundații. Cadrele cu legături rigide între stîlpi și rigle pot avea stîlpii încastrați sau articulați în fundație (fig. 23.1, *c* și *e*) ; ultima soluție este specifică structurilor fundate pe terenuri slabe care nu permit preluarea unor momente mari. În cazul unor terenuri cu tasări importante sau al unor structuri demontabile se realizează cadre static determinate folosindu-se articulații așezate în mod corespunzător (fig. 23.1, *g*).

În unele cazuri cadrele pot fi prevăzute cu tiranți ; în figura 23.1, *h* este arătată o soluție aplicată la construcțiile laminoarelor de la Combinatul Siderurgic Galați cu rigle cu tirant prinse articulat pe capetele stîlpilor (v. și fig. 20.32).

Cadrele pot fi proiectate cu una sau mai multe deschideri, cu înălțimi egale sau diferite. Ele pot susține poduri rulante care circulă pe grinzi fixate pe stîlpi sau poduri rulante și macarale monoșină care circulă pe căi suspendate de rigle.

Cadrele cu o singură deschidere au rigla prevăzută cu două pante. La structurile cu mai multe deschideri rigla poate fi realizată cu două pante pe toată lățimea construcției sau cu cîte două pante pe fiecare deschidere (fig. 23.1, *a*, *h* și *i*).

Halele industriale cu mai multe deschideri și înălțimi diferite, avînd poduri rulante de capacitate și regim de lucru mult diferite de la o deschidere la alta se pot alcătui cu rigidități diferite de la deschidere la deschidere. Astfel, o hală cu deschiderea centrală puternic solicitată față de cele laterale (fig. 23.1, *j*), se realizează ca un cadru cu stîlpii puternic dezvoltați și încastrați în fundație ; deschiderile laterale (cu solicitări mai reduse) se pot trata cu stîlpi flexibili, eventual articulați în fundație și cu rigle articulate pe stîlpi. O asemenea soluție evită transmiterea unor solicitări mari la cadrele laterale, rezultate din antrenarea lor în conlucrarea generală.

## 23.2. ALCĂTUIREA ȘI PRINCIPIILE DE CALCUL ALE CADRELOR

*Riglele cadrelor* se alcătuiesc de regulă cu secțiuni dublu T sudate. Pentru cadre de deschideri relativ reduse și cu învelitori ușoare se pot adopta secțiuni din profile cu pereți subțiri formate la rece (fig. 23.2).

Înălțimea inimilor grinzilor poate fi constantă sau variabilă. De regulă la legătura cu stîlpul se prevede un colț de cadru avînd racordare dreaptă sau curbă (v. cap. 15).

În cazul unor deschideri mari sau cînd pe rigle sînt rezemate direct panouri din beton armat precomprimat, apare necesitatea realizării unei rigle rigide la torsiune și care să aibă un element (inimă) rigid sub reazemele plăcilor de pe cele două travei aferente ; în acest caz se impune realizarea unei grinzi cu secțiune închisă (fig. 23.3).

La grinzile de deschidere mare apare indicată folosirea oțelurilor slab aliate la întreaga grindă sau mai rațional în tălpi, alcătuind grinzi hibride. În cazul grinzilor continue, pe anumite zone cu momente mai reduse, se pot folosi grinzi omogene din oțel OL 37, iar pe altele mai puternic solicitate, grinzi hibride (fig. 23.4).

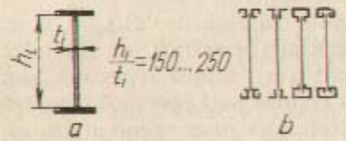



Fig. 23.2. Cadre ușoare cu rigle din profile dublu T cu suplețe mare *(a)* sau din profile speciale formate la rece *(b)*.

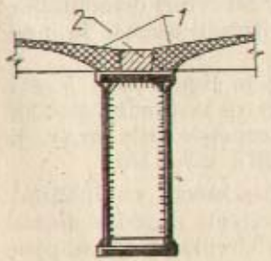



Fig. 23.3. Riglă de cadru pentru deschideri mari sau acoperișuri grele :
1 — panouri precomprimate ; 2 — monolitizare.

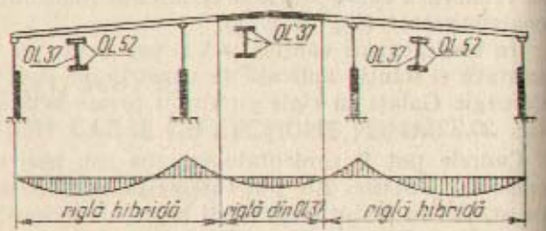



Fig. 23.4. Rigle de cadru din oțeluri cu caracteristici mecanice diferite.



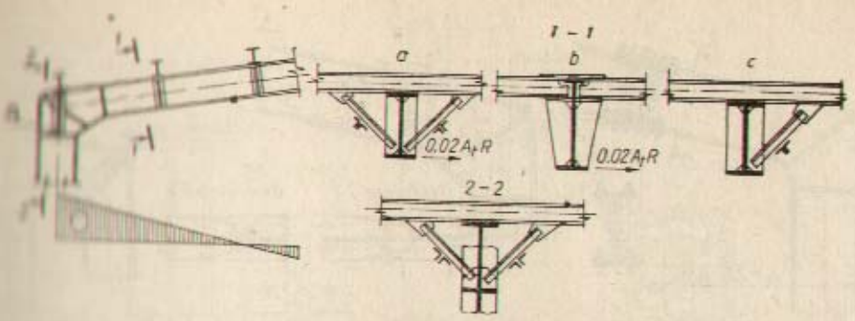



Fig. 23.5. Legarea tălpilor inferioare comprimate de pane.

De regulă, stabilitatea generală a riglelor cadrelor este asigurată prin panele prevăzute la talpa superioară. Probleme speciale apar la nodurile cadrelor unde talpa inferioară comprimată trebuie fixată pe pane fie prin contrafișe *(var. a)*, fie în cazul panelor cu secțiune plină, prin nervurile de rezemare *(var. b)* și rigidizările inimii (fig. 23.5). Se poate prevedea și o singură contrafișă *(var. c)*, deplasarea laterală a tălpii fiind asigurată prin rigiditatea la încovoiere a panei. Elementele de rigidizare trebuie să asigure preluarea unei forțe egală cu $0{,}02A_t \cdot \sigma_{cf} \simeq 0{,}02A_t \cdot R$.

În zonele de sub luminatoare unde panele lipsesc, stabilitatea generală a riglei se asigură prin dezvoltarea corespunzătoare a tălpilor și în special a celei comprimate (fig. 23.6).

*Stîlpii* halelor cu solicitări moderate se alcătuiesc cu secțiune dublu T. Cînd susțin grinzi de rulare sînt prevăzuți cu console, sau în cazul podurilor rulante grele se alcătuiesc cu secțiune variabilă (v. cap. 22). În acest caz pentru a mări rigiditatea transversală, partea de stîlp de sub grinda de rulare se prevede cu tălpile cu secțiune dublu T. La cadre puternic solicitate stîlpii și riglele se pot realiza cu secțiuni închise. Uneori acestea pot avea dimensiuni care permit circulația prin interior cu posibilități de întreținere prin vopsire. La elementele cu secțiune închisă nervurile de rigidizare se prevăd în interior și de regulă formează diafragme pline sau în formă de cadre închise, asigurînd indeformabilitatea secțiunii (fig. 23.7). Pentru a ușura execuția, diafragmele pot să nu fie sudate pe una din tălpile stîlpului (de regulă, pe cea cu efort de compresiune mai redus).

Legătura rigidă dintre grindă și stîlp se realizează conform detaliilor prezentate la capitolul 15 prin așa-numitul colț de cadru prevăzut cu o racor-

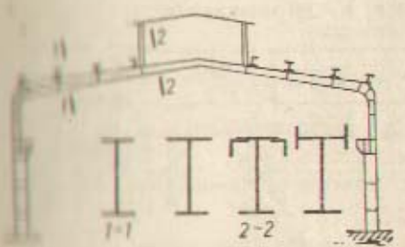



Fig. 23.6. Întărirea tălpilor riglei sub luminatoare.

Fig. 23.7. Diafragme de rigidizare la secțiuni închise.

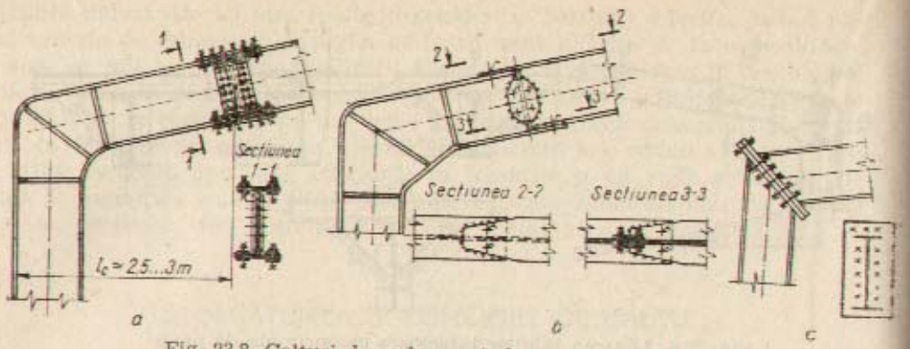



Fig. 23.8. Colțuri de cadre ; prinderea riglelor de stîlpi.

dare dreaptă sau curbă. Ținînd seama de cerințele de montaj, colțul de cadru este montat pe stîlp în uzină, cu sudură în adîncime sau de colț, iar legătura cu rigla se realizează la montaj într-o secțiune alăturată cu momente mai mici ; lungimea consolei $l_c$ este determinată de condiții de transport pe calea ferată ($l_c \simeq 2{,}5 \ldots 3$ m).

Îmbinarea se poate realiza cu șuruburi de înaltă rezistență (fig. 23.8, *a*) sau cu sudură, prin prevederea unor eclise laterale prinse provizoriu cu șuruburi de montaj (fig. 23.8, *b*). În cazul cadrelor cu solicitări mici, sau la cele demontabile, înnădirea riglei de stîlp se poate amplasa chiar în colț, prinderea realizîndu-se prin flanșe cu șuruburi (fig. 23.8, *c*).

Nodurile de la coamă ale cadrelor cu rigla frîntă se rezolvă după indicațiile date la capitolul 15. În anumite situații (cadru cu deschidere foarte mare) apar necesare înnădiri de montaj și în această secțiune (coamă), înnădiri care se realizează cu șuruburi de înaltă rezistență sau sudură (fig. 23.9).

Cadrele care prin schema statică au fost prevăzute cu articulații la coamă sau la rezemarea pe stîlpi se tratează ca atare. Rezolvări ale unor articulații prevăzute la vîrful cadrului sînt arătate în figura 23.10.

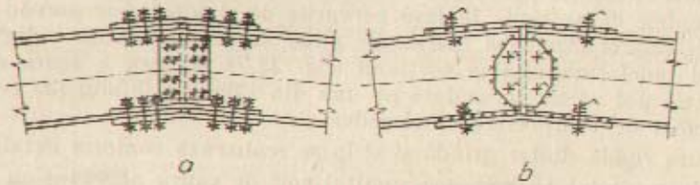



Fig. 23.9. Înnădiri la coamă :
*a* — cu șuruburi de înaltă rezistență ; *b* — cu eclise sudate.

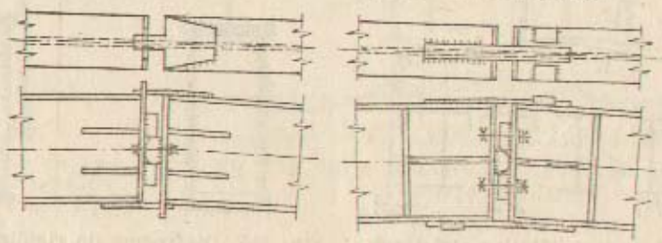


Fig. 23.10. Articulații la coamă.



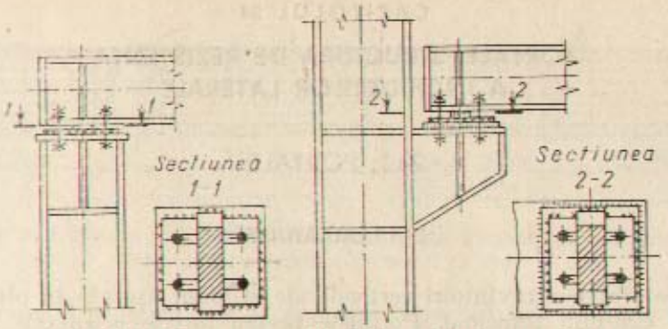



Fig. 23.11. Rezemarea articulată a grinzilor pe stîlpi.

Legăturile articulate ale riglelor pe capetele stîlpilor sau pe înălțimea acestora sînt arătate în figura 23.11.

Bazele stîlpilor se realizează ca la stîlpii halelor cu ferme (capitolele 15 și 22). Pentru stîlpii încastrați se prevăd uneori baze dezvoltate sub formă de console prinse de tălpile stîlpului (fig. 23.12). În cazul bazelor articulate se prevăd elemente de centrare cu tacheți și buloane de ancoraj (fig. 23.13, *b*). Rezemarea se face pe plăci metalice fixate în fundație (fig. 15.26 și fig. 23.13). Dacă presiunile sînt mari, plăcile se consolidează cu nervuri de rigidizare (fig. 15.26 și 23.13, *a*).

Calculul colțurilor de cadru și al bazelor de stîlpi se efectuează după regulile stabilite în capitolul 15 ; celelalte elemente componente se alcătuiesc și se calculează conform cu cele prezentate în capitolul 22.

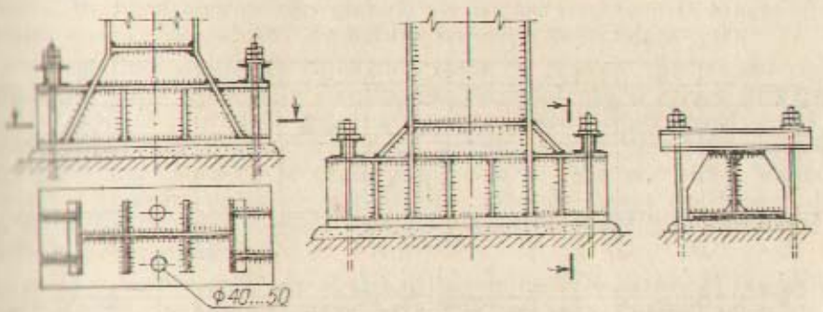



Fig. 23.12. Baze de stîlpi încastrați în fundație.

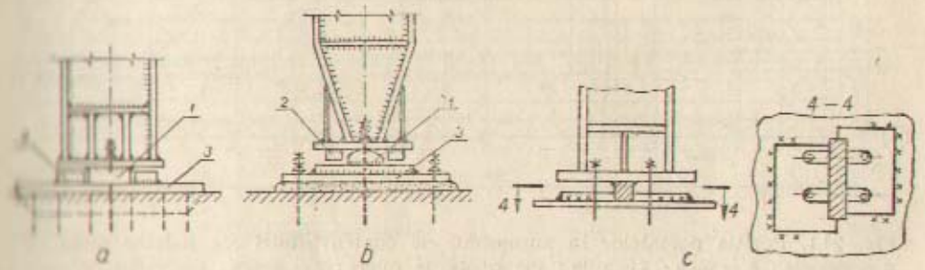



Fig. 23.13. Baze de stîlpi articulate în fundație :
*1* — placă de centrare ; *2* — tacheți ; *3* — plăci de rezemare ancorate în fundație.

CAPITOLUL 24

# PORTALE. STRUCTURA DE REZISTENȚĂ A ÎNCHIDERILOR LATERALE

## 24.1. PORTALE

### 24.1.1. ALCĂTUIRE

Portalele sînt contravîntuiri verticale ale stîlpilor așezate în plan normal pe planul cadrului principal. Portalele preiau forțele orizontale în lungul halei și le transmit la fundații : ele sînt întotdeauna necesare la halele metalice prevăzute cu poduri rulante. Halele cu stîlpi din beton armat se proiectează de multe ori cu portale metalice, care se montează mai ușor în condițiile de șantier decît portalele realizate din beton armat.

Forțele preluate de portale sînt (fig. 24.1) : presiunea dinamică a vîntului pe frontoane, luminatoare etc., forțele de frînare longitudinale produse de podurile rulante, precum și forțele provenite din izbirea podului în tampoane. În general, portalele dispuse pe toată înălțimea stîlpilor se prevăd spre mijlocul distanței dintre două rosturi, astfel încît să nu împiedice deformațiile longitudinale produse de variațiile de temperatură. De regulă portalele se prevăd într-o travee în care sînt și contravîntuiri transversale ale șarpantei acoperișului, astfel încît în ansamblu se crează o carcasă rigidă completă. În cazul halelor sau al tronsoanelor dintre rosturi de lungime redusă, la care contravîntuirile transversale ale șarpantei acoperișului sînt

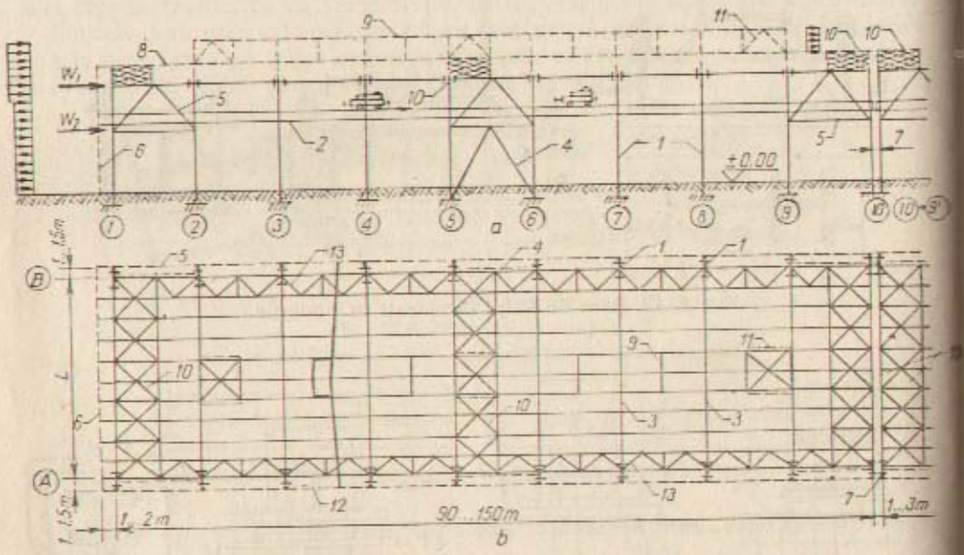



Fig. 24.1. Poziția portalelor în ansamblul de contravîntuiri ale halelor metalice : *a* — elevație ; *b* — plan ; *1* — stîlp ; *2* — grinda de rulare ; *3* — ferme ; *4* — portal principal ; *5* — portal de vînt ; *6* — închidere fronton ; *7* — rost ; *8* — acoperiș ; *9* — luminator ; *10* — contravîntuiri transversale ; *11* — contravîntuire luminator ; *12* — închidere laterală ; *13* — contravîntuiri longitudinale.



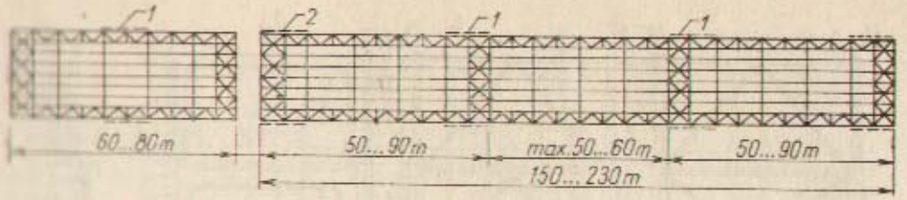



Fig. 24.2. Poziția portalelor la hale cu diferite distanțe între rosturi : *1* — portal principal ; *2* — portal de vînt.

dispuse numai la capetele halelor, legătura între portalele centrale și contravîntuiri este asigurată de contravîntuirile longitudinale sau de alte elemente de legătură (fig. 24.2).

La halele cu lungime mare se prevăd cîte două portale complete așezate spre mijlocul deschiderii. Distanțele între portale și de la portale la marginea halei sînt date în tabelul 17.1.

La halele înalte transmiterea forțelor provenite din vînt la nivelul grinzilor de rulare (care constituie elemente de rigiditate longitudinală sporită) se realizează la capetele halei prin intermediul unor portale parțiale prevăzute numai la partea superioară (portale de vînt), deasupra căii de rulare (v. fig. 24.1).

În continuare se definesc separat *părțile inferioare* ale *portalelor* sau *portale inferioare* (principale) situate sub grinzile căilor de rulare și *părțile superioare* sau *portale superioare* (de vînt) așezate deasupra căilor de rulare.

Alcătuirea generală a portalelor depinde de mărimea forțelor pe care le transmit, de rigiditatea pe care trebuie s-o asigure structurii în lungul ei, de anumite condiții de gabarit, de natura terenului de fundație etc.

Cînd podurile rulante au capacitate mică de ridicare, partea inferioară a portalelor poate îngloba în structura ei de rezistență și grinda de rulare ; în acest scop se prevăd în travee respectivă două contrafișe (fig. 24.3). Alteori, din condiții de asigurare a unui anumit gabarit, portalul este realizat sub forma unui cadru cu secțiune plină, ceea ce face necesară o anumită adaptare a grinzilor de rulare și a stîlpilor aferenți. Acest tip de portal se încarcă și din acțiunea forțelor verticale, rezultînd împingeri orizontale la prinderile pe fundații.

În cazul podurilor grele sau al terenurilor de fundație slabe, al fundațiilor pe piloți, cînd preluarea forțelor orizontale este mai dificilă, portalele se

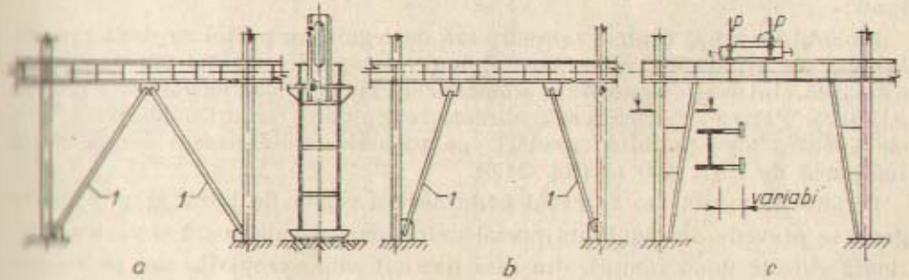



Fig. 24.3. Portale cu grinda de rulare înglobată în structura de rezistență a acestora : *a*, *b* — cu contrafișe ; *c* — în sistem cadru cu secțiune plină ; *1* — contrafișe.

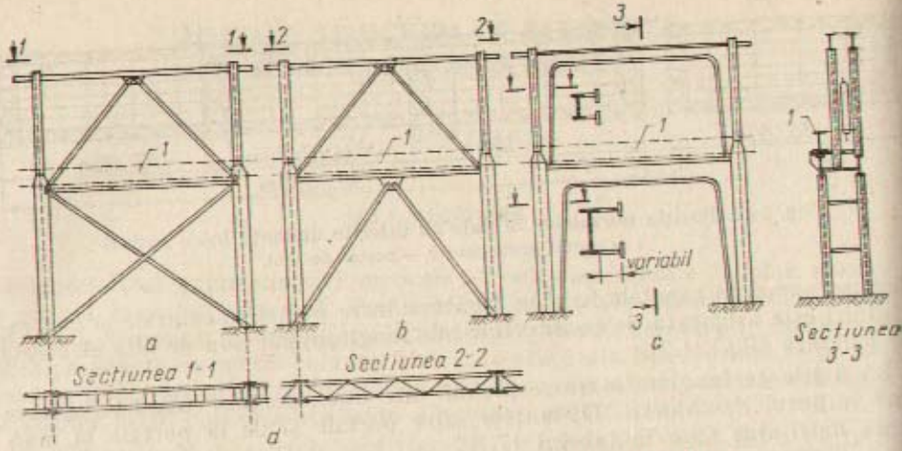



Fig. 24.4. Portale independente de grinda de rulare :
*a* — cu bare încrucișate ; *b* — cu bare în sistem triunghiular (V răsturnat) ; *c* — în cadre cu secțiune plină ; *d* — grinda de legătură din capul stîlpilor (bara orizontală a portalului superior) ; 1 — grindă de rulare.

tratează ca elemente independente de grinzile de rulare ; în acest caz ele se încarcă numai cu forțele orizontale din vînt și din frînarea podurilor rulante. Rezolvarea constructivă a acestor portale este arătată în figura 24.4. Se pot realiza portale în formă de X cu dezavantajul obstruării spațiului de sub grinda de rulare, sau mai frecvent sub formă de V răsturnat, prevăzut cu o riglă care leagă vîrful contrafișelor și capetele stîlpilor ; această soluție are o frecvență foarte mare de utilizare, fiind economică și conferind o rigiditate longitudinală bună ansamblului structurii. Se pot realiza și portale în cadre cu secțiune plină independente de grinda de rulare (fig. 24.4, *c*).

Partea superioară a portalelor se rezolvă într-un mod asemănător cu partea inferioară a acestora, putînd fi alcătuite din bare sau ca un cadru cu secțiune plină. Capetele stîlpilor sînt legate între ele cu bare simple sau cu zăbrele, care asigură transmiterea tuturor forțelor la portale și în același timp creează pentru capătul superior al stîlpului o legătură care-l asigură atît împotriva deplasărilor, cît și împotriva rotirilor, mărindu-i capacitatea portantă în raport cu flambajul prin încovoiere-răsucire (fig. 24.4, *d*).

Poziția portalelor este în funcție de modul de așezare a grinzilor de rulare pe stîlpi, de capacitatea de ridicare și de regimul de lucru al podurilor rulante.

Pe șirul de stîlpi central se realizează de regulă un portal cu două ramuri, sub fiecare grindă de rulare, sau cît mai aproape de ea fiind prevăzută cîte o ramură. Între ele, ramurile se solidarizează cu bare sau cu zăbrele (fig.24.5, *a*, *b* și *c*). Partea superioară se realizează tot cu două ramuri solidarizate între ele ; pentru a se permite circulația pe pasarelă, solidarizarea începe de la înălțimea de 1,8...2.0 m (fig. 24.6).

Pe șirurile exterioare în cazul podurilor cu regim de lucru greu și foarte greu, se prevede de regulă un portal avînd partea superioară și partea inferioară cu cîte două ramuri, din care una cît mai apropiată, sau pe cît posibil, chiar sub grinda de rulare, iar cea de-a doua prinzînd talpa exterioară a stîlpului (fig. 24.5, *d* și *e*). Pentru poduri rulante ușoare și cu regim de lucru



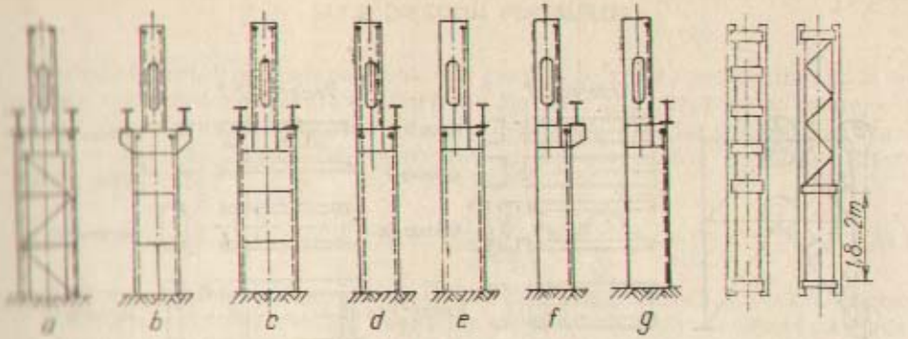



Fig. 24.5. Poziția portalelor :
*a*, *b*, *c* — stîlpi centrali ; *d*, *e*, *f*, *g* — stîlpi marginali.

Fig. 24.6. Solidarizarea ramurilor portalului superior.

ușor sau mediu portalul în ansamblul lui se poate realiza cu o singură ramură așezată cît mai aproape de grinda de rulare (fig. 24.5, *f* și *g*).

Cînd căile de rulare se găsesc așezate la niveluri diferite, portalul inferior cu două ramuri se prevede sub nivelul grinzii așezate mai jos. Între portalul inferior și grinda de rulare de la nivelul superior se creează legături sub formă de contrafișe prin care se transmit forțele din frînare (fig. 24.7).

Alcătuirea portalelor este funcție de mărimea solicitărilor. Partea inferioară se poate alcătui din profile U simple sau cu secțiune închisă prin sudare ; în cazul solicitărilor mari se pot realiza secțiuni speciale alcătuite prin sudare (fig. 24.8). Pentru partea superioară, mai slab solicitată, rezultă secțiuni mai mici care se pot alcătui de regulă din profile U.

Prinderile de stîlpi sînt realizate astfel încît să se asigure un montaj ușor ; portalul se transportă descompus în elementele lui componente care se asamblează provizoriu în structura metalică prin șuruburi de montaj ; după încheierea montajului și alinierea tuturor elementelor structurii, prinderea portalului se definitivează prin sudare. Este necesar ca la elementele cu contrafișe să se realizeze o axare cît mai bună în raport cu structura metalică și cu rezemarea pe fundația de beton.

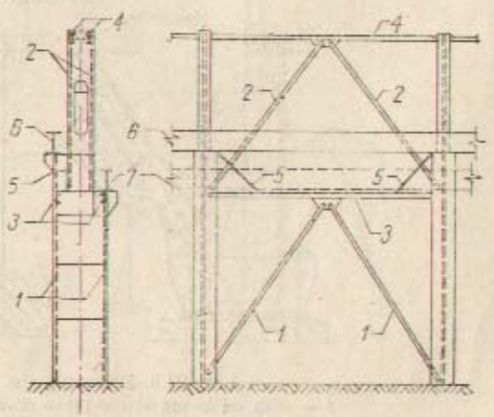



Fig. 24.7. Portale la un stîlp central cu grinzi de rulare denivelate :
1 — portal inferior ; 2 — portal superior ; 3 — bară orizontală din portalul superior ; 4 — bară orizontală din portalul inferior ; 5 — contrafișe ; 6 — grinda de rulare superioară ; 7 — grindă de rulare inferioară.

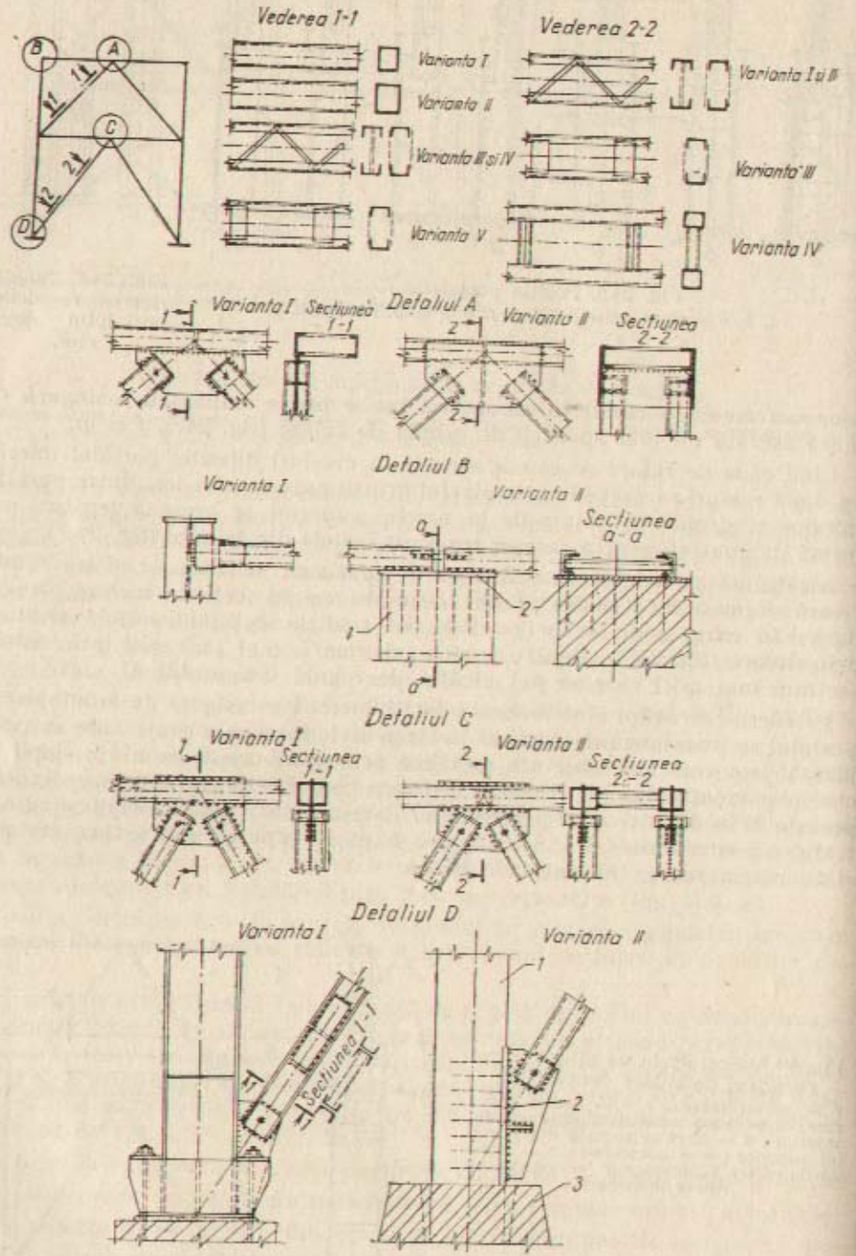



Fig. 24.8. Exemple de alcătuire a portalelor :
1 — stîlp de beton armat ; 2 — placă metalică înglobată ; 3 — fundație.



## 24.1.2. CALCULUL PORTALELOR

Calculul portalelor independente de grinda de rulare se efectuează la acțiunea încărcărilor orizontale. Portalul din bare (fig. 24.9, *a*) se poate considera avînd nodurile articulate ; forțele orizontale din vînt se consideră transmise în axa riglei orizontale și de aici în cele două bare înclinate. Efortul într-o bară este :

$$D = \pm \frac{\overline{W}}{2 \cos \alpha} . \qquad (24.1)$$

Pentru portalul superior forța $\overline{W}$ provine din acțiunea vîntului, precum și din forțele de reținere ale capetelor stîlpilor care pot fi considerate egale cu $0{,}020N$ pentru fiecare stîlp, $N$ fiind forța axială maximă din partea superioară a stîlpului, dar nu mai mult de $0{,}080N$ pentru tot grupul de stîlpi care revine unui portal. Pentru portalul inferior se cumulează forțele care provin din portalul superior (forțele din vînt pe frontoanele aferente zonei grinzilor de rulare, forțele de antrenare ale acoperișului și pereților laterali) cu forțele de frînare longitudinale date de podurile rulante ; se mai adaugă, unde este cazul, forțele de tamponare date de podurile rulante.

Portalele realizate în formă de cadre (fig. 24.9, *b*) pot fi considerate simplificat ca articulate în fundații. În fiecare reazem se dezvoltă reacțiunile :

$$V = \pm \frac{\overline{W}h}{l} ; \quad H = \frac{\overline{W}}{2} , \qquad (24.2)$$

iar diagrama de momente apare ca în figura 24.9, *c*. În unele cazuri poate apărea necesară considerarea încastrării în fundație a cadrului ; este necesar ca să se efectueze un calcul care ține seama de secțiunea variabilă a piciorului cadrului portal, ceea ce conduce la un moment mai redus la legătura cu fundația. Secțiunea de calcul care aparține atît stîlpului curent, cît și

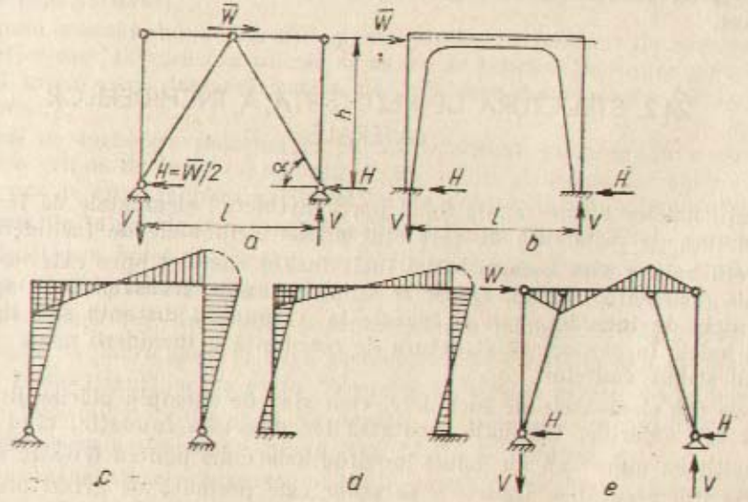



Fig. 24.9. Eforturi în elementele portalelor.

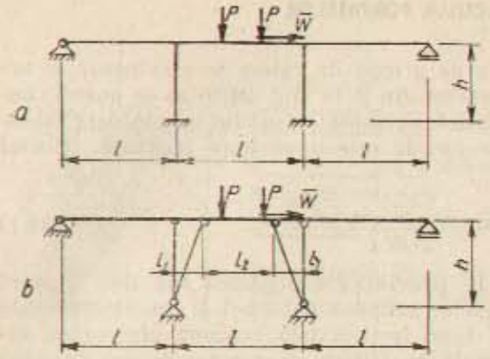



Fig. 24.10. Scheme de calcul al portalelor cu grinzi de rulare continue.

portalului, se verifică la compresiune și încovoiere pe două direcții, ținînd seama de eforturile din cadrul transversal, precum și de cele din portal.

În cazul cînd portalul este realizat dintr-o bară cu contrafișe care nu se întîlnesc în același punct, schema statică se poate considera suficient de exact ca în figura 24.9, *e*. Datorită simetriei geometrice și antisimetriei încărcărilor, reacțiunile sînt date de relația (24.2), iar diagrama de momente apare ca în figura 24.9, *e*.

Dacă grinda de rulare este înglobată în structura de rezistență a portalului trebuie avute în vedere și eforturile produse de încărcările verticale date de podurile rulante. În cazul portalului în formă de cadru cu grinzi simplu rezemate, se consideră portalul izolat de restul construcției ; dacă grinzile de rulare sînt continue se consideră simplificat ca făcînd parte din ansamblu cadrul și cele două deschideri aferente, cîte una pe fiecare parte (fig. 24.10, *a*). În mod asemănător se iau în calcul și grinzile cu contrafișe, acestea din urmă considerîndu-se ca reazeme intermediare (fig. 24.10, *b*). Pe baza rezultatelor obținute se stabilesc dimensiunile elementelor și se poate efectua un calcul exact, ținînd seama de toate legăturile efective folosind în acest scop calculul automat.

## 24.2. STRUCTURA DE REZISTENȚĂ A ÎNCHIDERILOR LATERALE

Pereții halelor au de regulă două părți distincte : elementele de închidere și structura de rezistență de care sînt prinse elementele de închidere.

Pereții halelor sînt așezați astfel încît închid complet spre exterior structura de rezistență a halei, respectiv stîlpii cadrelor transversale. După caz, elementele de închidere pot fi așezate la o anumită distanță sau lipite de stîlpii halei. În consecință structura de rezistență a închiderii poate include sau nu stîlpii cadrelor.

Unele din elementele de închidere, cum sînt de exemplu plăcile din beton armat sau zidăriile, transmit greutatea lor direct la fundații ; cînd pereții au înălțimea mare sau au goluri longitudinale mari pentru ferestre sau uși, o parte din greutatea proprie a pereților este preluată de grinzi orizontale și transmisă la structura de rezistență a halei. Forțele orizontale provenite



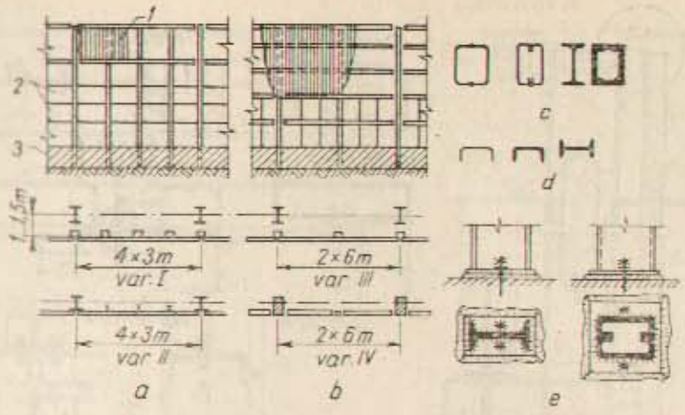



Fig. 24.11. Structuri de închidere :
*a*, *b* — cu stîlpi intermediari ; *c* — stîlpi de închidere ; *d* — rigle de închidere ; 1 — tablă cutată ; 2 — ferestre ; 3 — soclu.

din încărcările din vînt sau din acțiuni seismice sînt transmise prin structura de rezistență a pereților la cadrele principale ale halei.

Uneori scheletul de rezistență poate lipsi ; este cazul halelor avînd stîlpii cadrelor așezați la distanțe de 6 m. În acest caz anumite panouri, cum sînt cele din beton armat sau din azbopan cu rame metalice, pot fi prinse direct de stîlpi. În cazul travеilor mai mari sau a frontoanelor de hale, se creează un schelet de rezistență propriu pentru elementele de închidere.

În cazul pereților vitrați realizați în mare măsură cu geamuri armate sau cu plăci de profilit în formă de U, se creează un soclu din zidărie de cărămidă sau din prefabricate de beton. În continuare se prevăd stîlpi de închidere așezați la 3...6 m, alcătuiți cu secțiune închisă din profile formate la rece sudate între ele (fig. 24.11). Ferestrele se prind de stîlpi de regulă prin sudură sau uneori prin șuruburi.

În mod asemănător se rezolvă și închiderile cu panouri de azbopan sau din beton ușor în care caz plăcile se așază pe lățime. Deasupra golurilor se prevăd grinzi care descarcă partea de închidere de deasupra lor la stîlpii învecinați.

Stîlpii de închidere reazemă la partea inferioară pe o fundație continuă sau pe o grindă de fundați așezată pe fundațiile stîlpilor. La partea superioară pot rezema în plan orizontal fie în contravîntuirea longitudinală a șarpantei, fie în grinda care leagă capetele stîlpilor (fig. 24.12 — detaliul A). Dacă înălțimea halei este mare, apare indicată o rezemare orizontală intermediară. Dacă podurile sînt ușoare și cu regim de lucru ușor sau mediu, aceasta se poate face în grinda de frînare. Dacă în hală circulă poduri grele și cu regim de lucru greu, și dacă închiderea este cu sticlă sau cu materiale friabile (azbociment), se va evita rezemarea la nivelul grinzii de frînare prin care se transmit vibrații și se va deplasa la nivelul contravîntuirii de la talpa inferioară a grinzii de rulare (fig. 24.12 — detaliul B).

În frontoane structura pereților poate primi o rezolvare asemănătoare ; rezemarea orizontală de la partea superioară se face direct sau prin inter-

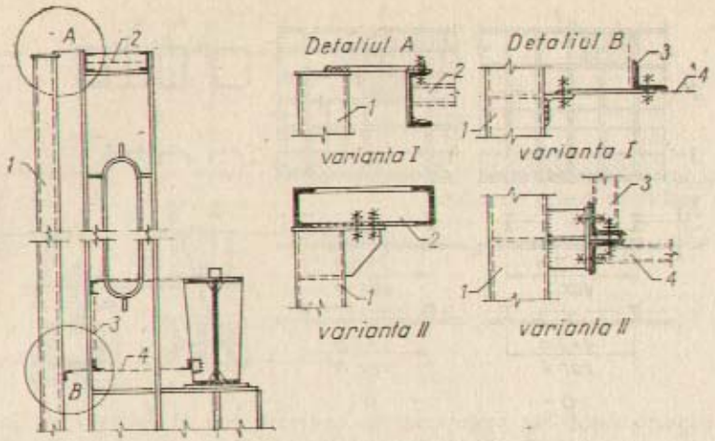



Fig. 24.12. Prinderea stîlpilor de închidere de structura de rezistență a halei : *1* — stîlp de închidere ; *2* — grindă de legătură ; *3* — grindă secundară ; *4* — contravîntuire orizontală la talpa inferioară a grinzii de rulare.

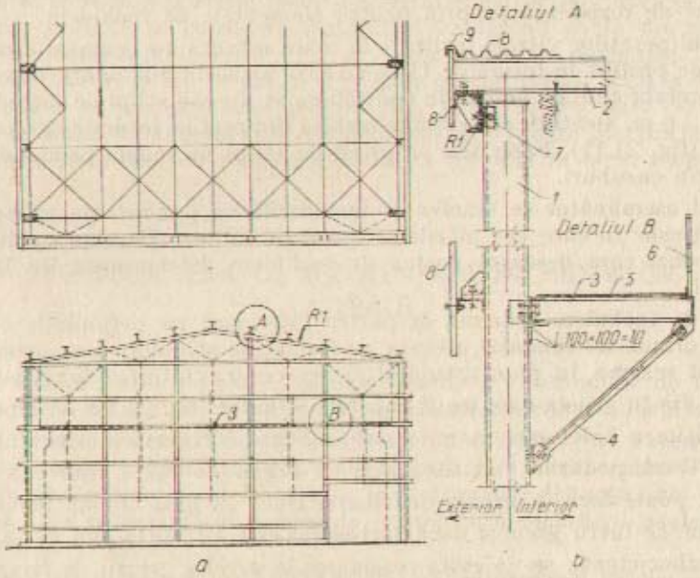



Fig. 24.13. Prinderea stîlpilor de fronton : *a* — ansamblu ; *b* — prinderea de pană (det. *A*) și de grinda fronton (det. *B*) ; *1* — stîlp fronton ; *2* — pană în consolă ; *3* — grindă (pasarelă) de fronton ; *4* — contrafișă ; *5* — tablă striată ; *6* — balustradă ; *7* — corniere cu găuri ovalizate pentru a permite deplasarea pe verticală a fermei ; *8* — tablă cutată ; *9* — șorț de tablă ; *R1* — rigla înclinată de închidere.



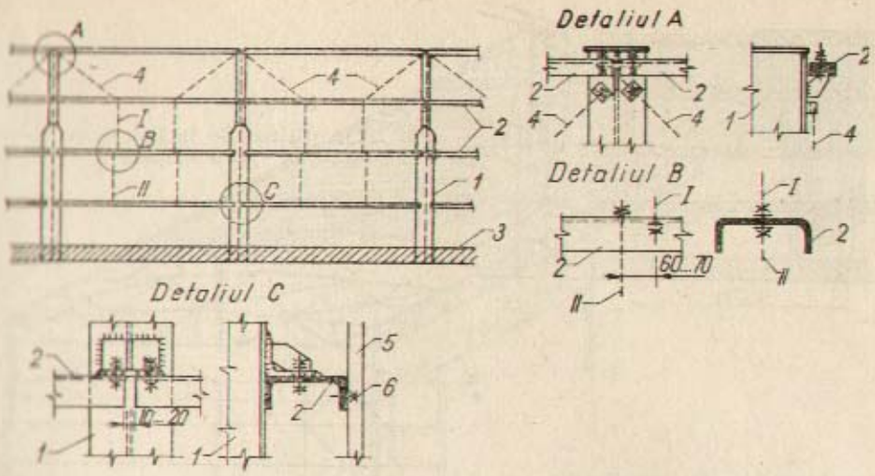



Fig. 24.14. Închidere cu grinzi rezemate pe stîlpii halei : *1* — stîlp de rezistență ; *2* — rigle de închidere ; *3* — soclu ; *4* — tiranți filetați la ambele capete (I și II) ; *5* — tablă cutată ; *6* — bolț împușcat.

mediul unei rigle în consolele panelor (fig. 24.13 — detaliul A) și de aici în contravîntuirea transversală a șarpantei acoperișului. Rezemarea intermediară se face în acest caz pe o grindă orizontală care servește și drept pasarelă de circulație de pe un șir de căi de rulare pe celălalt ; grinda orizontală este susținută prin contrafișe de stîlpii scheletului de închidere (fig. 24.13 — detaliul B). Legătura dintre consolele panelor și stîlpii de închidere trebuie să asigure numai transmiterea forțelor orizontale de la stîlpii de închidere la pane ; pe verticală trebuie permisă deplasarea (săgeata) panelor, care se deplasează o dată cu ferma, sub acțiunea încărcărilor verticale de pe acoperiș. În afară se crează o legătură care să permită această deplasare și în același timp să poată transmite și forțe orizontale (fig. 24.13, detaliul A). Aceasta se realizează prin găuri ovalizate pe verticală în limitele săgeților pe care le primește pana datorită încărcărilor. În cazul unor panouri de închidere dispuse pe verticală se prevăd și grinzi orizontale rezemate pe stîlpii de închidere ; acesta este cazul panourilor din tablă ondulată sau din tablă cutată. Pentru a reduce lungimea de încovoiere pe verticală a grinzilor, acestea se prevăd cu tiranți (fig. 24.14). Uneori se pot realiza pereți cortină din tablă cutată la care suspendarea se face pe o grindă spațială fixată la partea superioară a stîlpilor halei.

În alte variante se prevăd panouri de azbociment ondulat, tablă cutată sau ondulată de lungime normată rezemînd pe grinzi spațiale fixate la diferite niveluri pe înălțimea halei (fig. 24.15).

Structura de rezistență a pereților se leagă de structura de rezistență a halei astfel încît să fie asigurată stabilitatea elementelor izolate și a închiderii în ansamblul ei. Aceasta se asigură prin legături corespunzătoare cu elementele de rezistență ale halei. Dacă structura de închidere este depărtată de structura de rezistență a halei, se va face o extindere prin bare de legătură a contravîntuirilor din planul acoperișului sau cele ale grinzii de rulare (fig. 21.16).

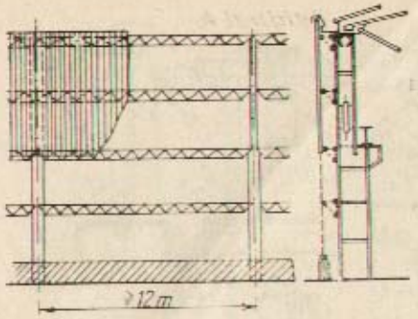



Fig. 24.15. Grinzi de închidere cu structură spațială.

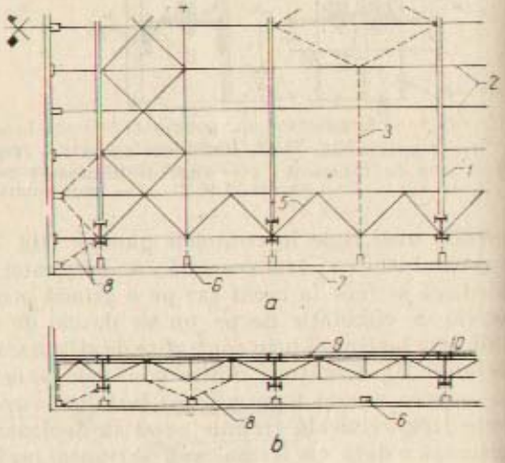



Fig. 24.16. Legarea structurii de rezistență a închiderii de contravintuirile halei :

*a* — la nivelul contravintuirii ; *b* — la nivelul contravintuirii orizontale inferioare a grinzii de rulare ; *1* — fermă ; *2* — pane ; *3* — tiranți pane ; *4* — contravintuire transversală ; *5* — contravintuire longitudinală ; *6* — stîlp de închidere ; *7* — rigle de închidere ; *8* — bare de legătură ; *9* — grindă de rulare ; *10* — contravintuire orizontală inferioară a grinzii de rulare.

CAPITOLUL 25

# STRUCTURI DIVERSE

## 25.1. STRUCTURI CU GRINZI LONGITUDINALE

Structurile cu grinzi longitudinale reprezintă o extindere a soluției halelor la care, prin lipsa unor stîlpi intermediari, apare necesitatea unor rezemări intermediare pentru ferme. În acest caz toate fermele sînt așezate pe grinzi longitudinale, pasul lor fiind mai mic decît pasul stîlpilor. Soluția apare economică dacă se pot utiliza panouri de acoperiș care să rezeme direct, fără pane, pe fermele de acoperiș (fig. 25.1). Apar indicate pasuri de 3, 4, 5 și 6 m la stîlpi cu travei de 12 m și mai mari. Fermele pot fi simplu rezemate sau continue pe grinzile longitudinale. Ele pot fi de nivel sau denivelate. Grinzile longitudinale pot fi la rîndul lor tratate ca elemente simplu rezemate sau continue. Este necesar ca prin legăturile cu fermele să se asigure încadrarea lor în sistemul general de contravintuiri ale șarpantei, asigurîndu-se în acest mod stabilitatea generală a grinzilor.



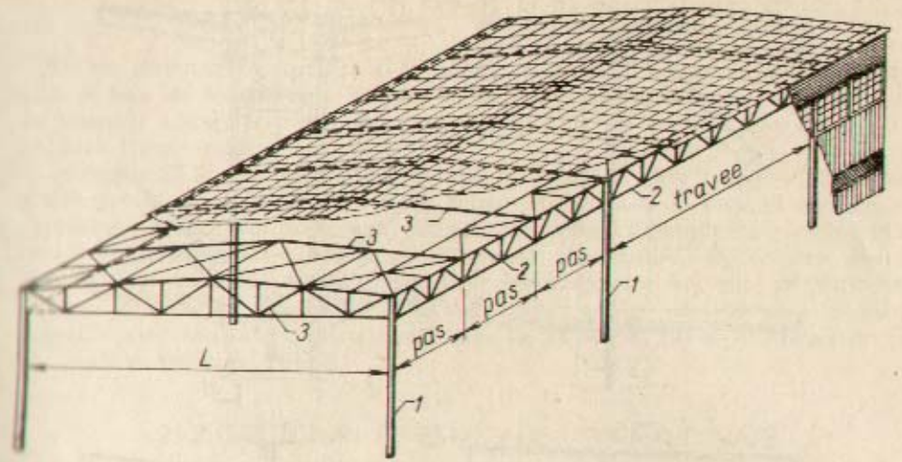



Fig. 25.1. Structură cu grinzi longitudinale :
*1* — stîlpi ; *2* — grinzi longitudinale ; *3* — ferme.

Prinderea de stîlpi depinde de modul cum este tratată grinda. Pentru simplificarea detaliilor, zonele unde se transmit reacțiunile grinzii longitudinale și ale fermei pe stîlp se proiectează în puncte diferite. Dacă ferma are rezemare la partea inferioară (diagonală de reazem ascendentă), grinda longitudinală are rezemare la partea superioară (diagonală de reazem descendentă) și invers (fig. 25.1 și 25.2). Pot fi și soluții cu rezemarea în același punct, cînd aceasta se face pe capul stîlpului. Cîteva detalii de rezolvare pentru rezemarea pe stîlpi, respectiv a fermelor pe grinzi sînt date în figurile 25.3 și 25.4.

Deși realizarea grinzilor longitudinale cu secțiune plină conduce la un consum mai mare de oțel, în anumite situații ele se pot realiza și în varianta dublu T sau chesonată. Cîteva soluții constructive de grinzi longitudinale au fost prezentate și la capitolul 20 (§ 20.3.3) ; sînt eficiente soluțiile cu inimi suple omogene sau hibride.

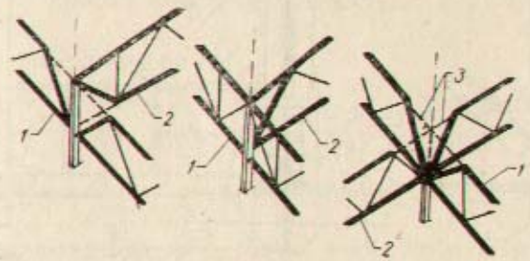


Fig. 25.2. Moduri de rezemare pe stîlpi :
*1* — grindă longitudinală ; *2* — fermă ; *3* — bare sudate la montaj.

Podurile rulante suspendate sau cărucioarele suspendate de șarpanta acoperișului fac parte de regulă din grupa I sau a II-a.

Pentru verificarea elementelor de construcție, forțele verticale și orizontale se iau în concordanță cu funcționarea real posibilă în timpul procesului de producție, introducînd în calcul numărul de poduri $n_p$ prevăzut a acționa simultan conform tabelului 19.5.

Pentru a ține seama de acțiunea dinamică a podurilor rulante forțele sau eforturile produse de acestea se multiplică cu coeficienții dinamici după indicațiile din tabelul 19.5. Valorile coeficienților respectivi ($\psi$ pentru încărcări verticale și $\alpha$ pentru încărcări orizontale) se iau din tabelul 19.6.

*Tabelul 19.6*

| Felul încărcării | Felul suspensiei | Capacitatea de ridicare a podului (în kN) | Coeficienții $\psi$, $\alpha$ | Grupa de funcționare a podului | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | I | II | III | IV | V |
| Încărcări verticale | flexibilă sau rigidă | oricare | $\psi$ | 1,1 | 1,2 | 1,3 | 1,4 | 1,5 |
| Încărcări orizontale ($P_t^n$ și $P_l^n$) | flexibilă | 50 ... 100 | $\alpha$ | 1,5 | 1,8 | 2,2 | 2,5 | |
| | | 110 ... 200 | | 1,3 | 1,5 | 1,8 | 2,0 | |
| | | 210 ... 1 250 | | 1,2 | 1,3 | 1,4 | 1,5 | |
| | | 1 260 ... 2 250 | | 1,0 | 1,0 | 1,2 | 1,3 | |
| | rigidă | ≥ 2 260 | | 1,0 | 1,0 | 1,1 | 1,1 | |
| | | oricare | | 1,5 | | | | |

În metoda stărilor limită se folosesc coeficienții acțiunii $n = 1,2$, (1,3) sau $n = 1,0$ după caz (v. tab. 19.5), coeficienții grupării și coeficienții de simultaneitate conform tabelului 19.7.

*Tabelul 19.7*

| Numărul de poduri care acționează simultan $n_p$ | Grupa de funcționare a podului cu cea mai mare capacitate de ridicare | Coeficient de simultaneitate |
|---|---|---|
| 2 | I și II | 0,85 |
| | III, IV și V | 0,95 |
| 3,4 sau mai multe | I și II | 0,70 |
| | III, IV și V | 0,80 |

Pentru grinzile de rulare, fiecare pod se consideră ca o încărcare distinctă în alcătuirea grupărilor de încărcări, fără a aplica coeficientul de simultaneitate.



Pentru calculul elementelor de structură, cu excepția grinzilor de rulare, valoarea forțelor provenind din mai multe poduri rulante (considerate ca o singură încărcare distinctă în alcătuirea grupărilor de încărcări) se va înmulți cu coeficientul de simultaneitate.

Forțele orizontale datorate acțiunii podurilor rulante nu se consideră simultan cu acțiunea seismică.

### 19.3.2. ACȚIUNILE DATORATE MACARALELOR ÎN CONSOLĂ

Macaralele în consolă dau încărcări verticale, orizontale transversale și longitudinale. Schema de alcătuire de funcționare și încărcările asupra construcției metalice portante, rezultă din figura 19.3.

## 19.4. ACȚIUNI DATORATE ZĂPEZII

Acțiunea zăpezii (STAS 10101/21-78) devine determinantă pentru elementele structurii de rezistență a acoperișului la halele cu structura metalică, în special cînd învelitoarea este ușoară (tablă ondulată, tablă cutată sau azbociment).

Intensitatea normată a încărcării dată de zăpadă se determină cu relația:

$$P_z^n = c_z c_p g_z, \tag{19.1}$$

unde $g_z$ reprezintă greutatea de referință a stratului de zăpadă determinată pe baza distribuției statistice a greutăților extreme anuale la nivelul terenului plat (dată în funcție de zonificarea teritoriului în STAS 10101/21-78), $c_z$ — un coeficient de formă al suprafeței expuse zăpezii, $c_p = 0,85 + 0,45\ g_z/g_t$ — un coeficient de sensibilitate reflectînd ponderea sporită

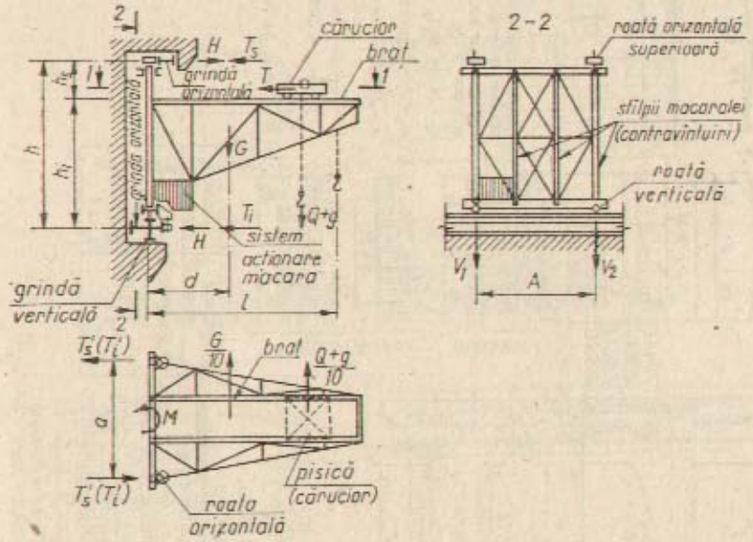



Fig. 19.3. Macara în consolă.

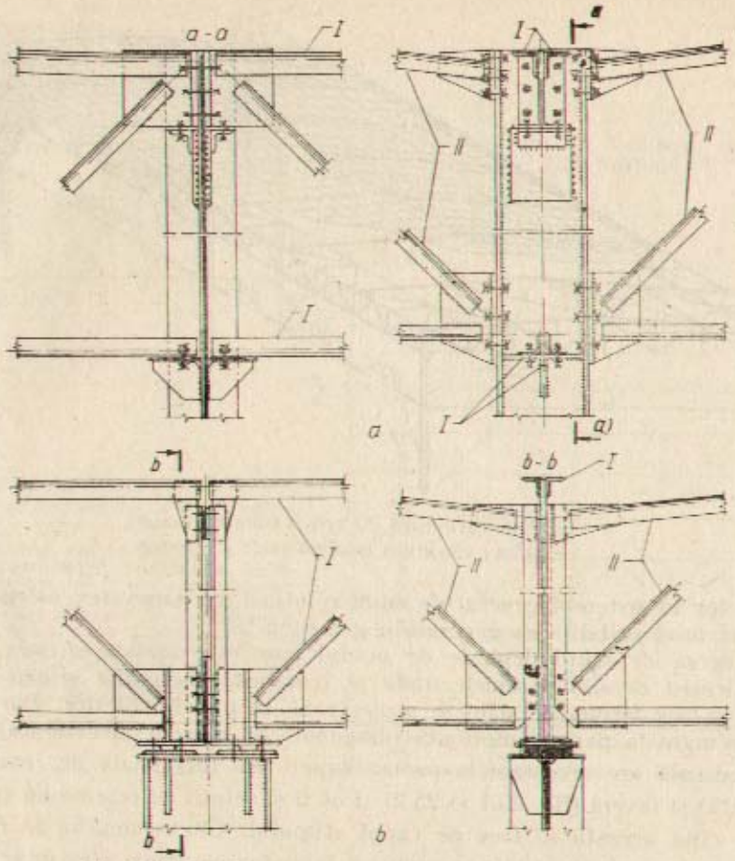



Fig. 25.3. Prinderea grinzilor și a fermelor pe stîlpi :
*a* — prindere de stîlp ; *b* — rezemare în capul stîlpului ; *I* — grindă longitudinală ; *II* — fermă.

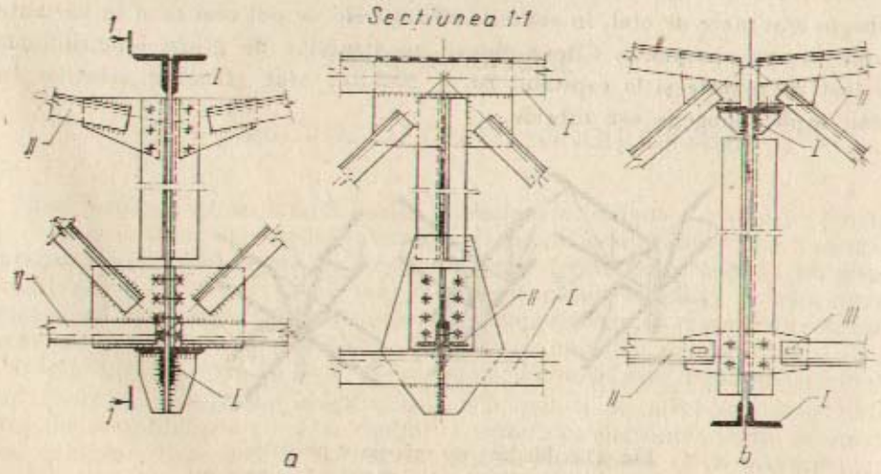



Fig. 25.4. Rezemarea fermelor pe grinzi :
*a* — fermă cu diagonală ascendentă ; *b* — fermă cu diagonală descendentă ; *I* — grindă longitudinală ; *II* — fermă ; *III* — șuruburi în găuri ovalizate.

## 25.2. STRUCTURI CU FERME ȘI PANE DENIVELATE

Aceste structuri reprezintă o variantă impusă de anumite cerințe de iluminare sau de ventilare a halelor și se pot realiza în mai multe moduri. În anumite cazuri fermele formează și structura de rezistență a unor luminatoare transversale.

În figura 25.5, *a* se prezintă o soluție cu ferme la care panele sînt așezate alternativ la talpa superioară și la talpa inferioară și la care elementele de prindere a ferestrelor formează tiranți care reduc deschiderea panelor inferioare și descarcă (efect de consolă) panele superioare. Rezolvarea din figura 25.5, *b*, prin intermediul tiranților înclinați care servesc de asemenea pentru susținerea ferestrelor luminatorului reduce deschiderea panelor. Soluțiile sînt indicate pentru deschideri de 18, 24 și 30 m și travei de 12, 15 și 18 m (v. cap. 20).

## 25.3. STRUCTURI PE ESTACADE LONGITUDINALE

Cînd distanțele între stîlpii centrali rezultă mari din considerente tehnologice, poate apare rațional să se alcătuiască cadre (estacade) longitudinale realizate din grinzile de rulare și stîlpi (fig. 25.6). Structura de rezistență a acoperișului, de regulă ușoară, este susținută pe stîlpi pendulari rezemați pe grinzile de rulare ale estacadei. Pe șirurile marginale se prevăd stîlpi obișnuiți la distanțe uzuale, încastrați în fundații, legați articulat sau rigid de ferme ; acești stîlpi preiau forțele orizontale din vînt de pe întreaga structură, precum și forțele orizontale transversale de pe căile de rulare pe care le susțin. Estacada preia în afară de încărcările verticale aferente numai

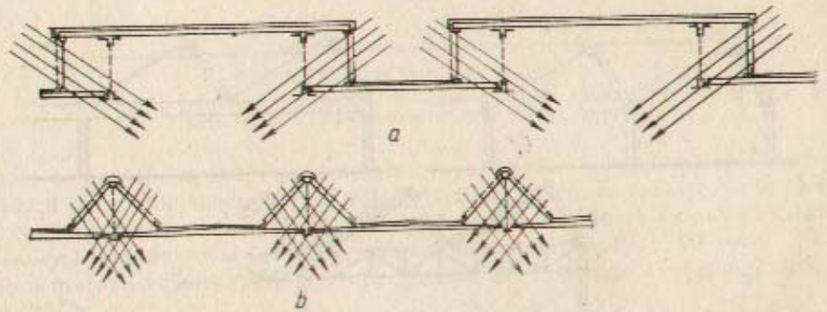



Fig. 25.5. Structuri cu ferme și pane denivelate.

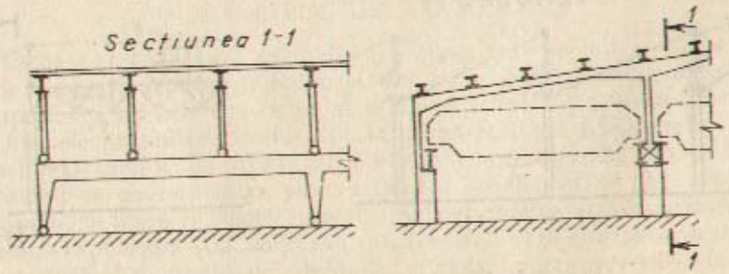



Fig. 25.6. Schema unei structuri pe estacade (cadre) longitudinale.

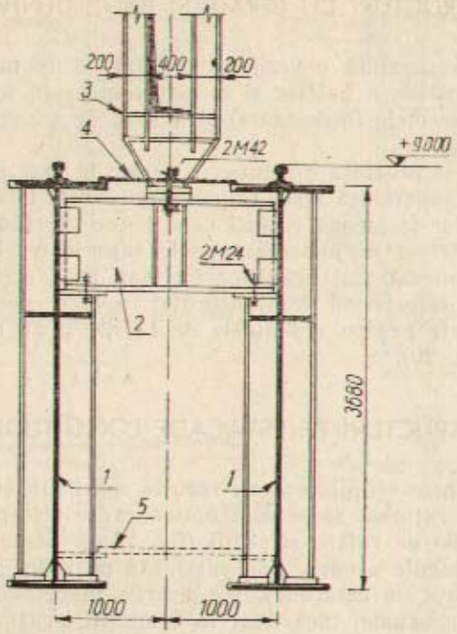



Fig. 25.7. Prinderea articulată a stîlpilor pendulari de grinzile de rulare :
1 — grinzi de rulare ; 2 — traversă ; 3 — stîlp pendular ; 4 — tablă striată ; 5 — contravîntuire orizontală inferioară.

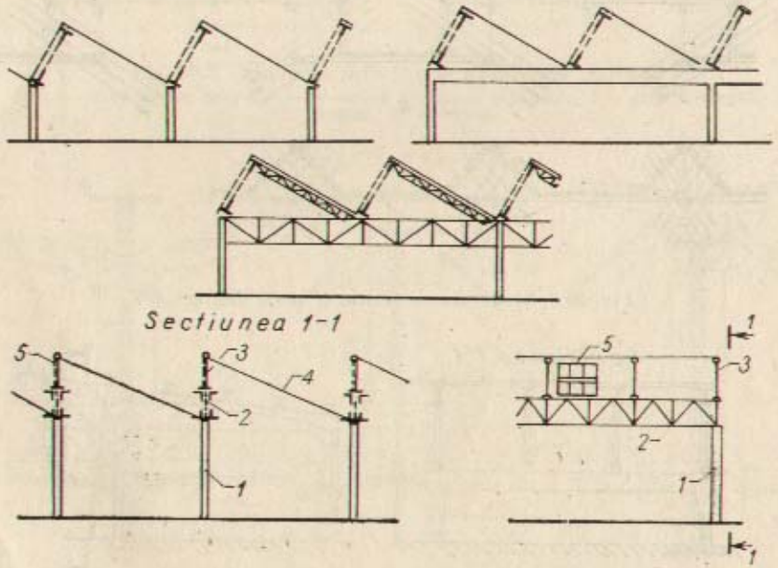



Fig. 25.8. Structuri cu ședuri de diferite tipuri :
1 — stîlpi ; 2 — grindă cu zăbrele ; 3 — montanți ; 4 — pane ; 5 — ferestre.



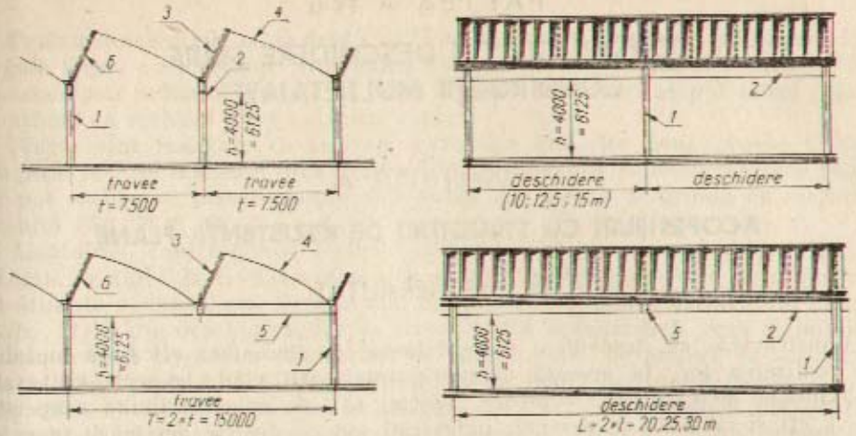



Fig. 25.9. Construcție cu acoperiș în șed din tablă cutată curbă :
1 — stîlpi ; 2 — grindă transversală ; 3 — luminator ; 4 — învelitoare din tablă cutată curbă ; 5 — grindă longitudinală ; 6 — stîlpișori susținere.

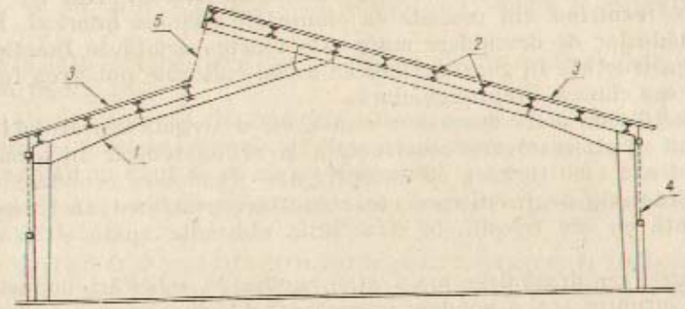



Fig. 25.10. Sală pentru expoziție :
1 — cadru transversal (metalic) ; 2 — pane ; 3 — învelitoare ; 4 — închideri laterale ; 5 — luminator (sub formă de șed).

forțele orizontal-longitudinale care le revin direct. Soluția poate fi indicată în cazul unor hale speciale de tipul oțelăriilor Martin la care travеile pe șirurile centrale sînt mai mari de 30 m, sau la unele laminoare cu paturi de răcire transversale unde local se poate ajunge la travei de 45...60 m.

Rezemarea stîlpilor pendulari pe grinda de rulare se realizează articulat (fig. 25.7).

## 25.4. STRUCTURI CU ȘEDURI

Structurile cu ședuri sînt formate din *ferme* care includ în structura lor ferestrele necesare iluminării halei, și din *pane*, care reazemă alternativ la talpa superioară a uneia din ferme și la talpa inferioară a fermei învecinate. Uneori fermele nu sînt dezvoltate pe întreaga înălțime a ferestrelor, rezemarea panelor făcîndu-se pe montanții prelungiți ai fermei (fig. 25.8). Rezemarea pe stîlpi se poate realiza pentru fiecare fermă sau se pot crea grinzi longitudinale pe care reazemă fermele. Se pot realiza și acoperișuri cu șed din tablă cutată curbă (fig. 25.9) sau construcții la care luminatorul sub formă de șed rezultă din modul de alcătuire a cadrului transversal (fig. 25.10).

PARTEA A IV-a

# CONSTRUCȚII CU DESCHIDERE MARE. CONSTRUCȚII MULTIETAJATE

CAPITOLUL 26

## ACOPERIȘURI CU STRUCTURI DE REZISTENȚĂ PLANE

### 26.1. GENERALITĂȚI

Construcțiile cu deschidere mare folosesc cu deosebită eficiență metalul în realizarea lor. În această categorie intră atît clădirile social-culturale (pavilioane de expoziții, auditorii, teatre, săli de sport, tribune acoperite etc.), cît și clădirile cu caracter industrial sau cu diverse destinații (garaje, hale de montaj naval, hangare și ateliere de reparații de avioane, depozite cu diferite destinații).

În majoritatea cazurilor sistemele structurale folosite sînt cu o singură deschidere rezultînd din necesitatea eliminării stîlpilor interiori. Forma în plan a clădirilor de deschidere mare este foarte variată în funcție de destinația construcției. În general clădirile social-culturale pot avea forme care diferă de cea clasică, dreptunghiulară.

Construcțiile de mare deschidere constituie de regulă unicate atît ca destinație, cît și ca rezolvare constructivă și arhitectonică. În ansamblu ele nu se pretează unei tipizări, cu excepția unor elemente secundare cum sînt panele, panourile de învelitoare etc.; ca atare păstrarea unei modulări în concordanță cu cea folosită la structurile obișnuite apare și în acest caz necesară.

Structurile cu deschidere mare sînt supuse la solicitări importante, iar greutatea proprie are o pondere importantă în dimensionarea elementelor. În consecință folosirea oțelurilor cu rezistențe mari este determinantă în obținerea unor structuri raționale și economice. O altă cale pentru reducerea consumului de metal o constituie aplicarea de eforturi inițiale (pretensionarea) introduse de regulă prin cabluri de înaltă rezistență.

Realizarea unei structuri de rezistență economice se obține și prin folosirea de elemente de închidere ușoare cum sînt panourile din tablă cutată din oțel sau aluminiu, cu sau fără izolație termică. De asemenea devine eficientă folosirea unor panouri din azbociment sau materiale plastice.

Iluminarea capătă de asemenea rezolvări diferite funcție de destinația construcției și de soluția constructivă a acoperișului.

În cazul hangarelor și al atelierelor de reparat și montat avioane, apare necesară prevederea unor porți de înălțime și deschidere mare, dispuse pe una din laturile construcției, ceea ce impune unele măsuri constructive speciale.

### 26.2. STRUCTURI CU FERME SAU GRINZI

Fermele sau grinzile cu secțiune plină sînt rezemate articulat pe stîlpi din metal sau beton armat. Încărcările gravitaționale se transmit de la ferme la stîlpi predominant sub formă de forțe axiale verticale. Execuția și montajul devin mai simple decît în cazul altor soluții constructive.



Pentru deschiderile mari de 45...75 m sau chiar mai mult, se folosesc de regulă ferme care conduc în condiții normale de proiectare la soluții cu un consum mai redus de metal. În cazul a două deschideri se pot folosi grinzi continue cu secțiuni pline cu inimi suple.

Barele sînt realizate cu secțiuni puternice din cîte două profile U sau secțiuni închise realizate prin sudare (fig. 26.1, *a*). Grinzile cu secțiune plină se pot realiza cu perete simplu sau dublu sub formă de grindă cu secțiune închisă (fig. 26.1, *b*).

Alcătuirea constructivă, forma geometrică și așezarea barelor sînt în funcție de tipul de învelitoare sau de existența planșeului care de multe ori alcătuiește podul tehnic. De cele mai multe ori înălțimile rezultate din calcul (1/6...1/10 din deschidere) fac ca ferma să fie negabaritică, ceea ce implică transportarea la șantier sub formă de bare izolate; se preferă în acest caz îmbinările simple cu folosirea șuruburilor de înaltă rezistență pretensionate (fig. 26.1, *c*). Așezarea panelor la distanța de 2,50...3 m implică prevederea de zăbrele suplimentare sau dezvoltarea corespunzătoare a tălpii superioare pentru a realiza rigiditatea la încovoiere.

În afară de soluțiile cu ferme plane se mai folosesc sisteme cu zăbrele cu trei tălpi, de secțiune tubulară care uneori sînt supuse la o pretensionare inițială.

Diferite soluții constructive pentru ferme de mare deschidere sînt prezentate în figura 26.2.

Pentru a evita apariția împingerilor orizontale mari, produse de împiedicarea rotirii pe reazeme, fermele de deschidere mare rezemate pe construcții rigide se prevăd cu unul din reazeme deplasabil.

Sistemul de contravîntuiri al șarpantei rămîne în principiu același ca la halele industriale.

Un caz particular îl prezintă structurile pentru hangare și ateliere de montaj avioane. Latura pe care sînt porțile (frontonul) nu are stîlpi și este prevăzută cu una sau două ferme de mare deschidere cu legături corespunzătoare între ele pentru a asigura preluarea presiunii vîntului de pe porți și fronton. Pe restul conturului se prevăd stîlpi. Șarpanta este alcătuită din ferme care reazemă pe grinzile de fronton, iar în partea opusă pe stîlpi; panourile de învelitoare sînt susținute de pane (fig. 26.3, *a*).

Pentru a realiza laturi libere fără stîlpi pe lungimi foarte mari, se construiesc hangare cu grinzile acoperișului în consolă, fie sub formă de grindă cu zăbrele încastrată într-o construcție metalică dezvoltată, fie printr-o grindă cu zăbrele susținută de tiranți. Aceștia pot fi realizați din cabluri sau din elemente (zale) în formă de lanț (fig. 26.3, *b* și *c*). În general consolele se prevăd cu travei mari (18...24 m) și cu ferme longitudinale pe care se așază panele și folosesc o învelitoare ușoară. Construcția centrală de rezemare și ancorare servește pentru adăpostirea unor ateliere sau birouri aferente hangarelor sau atelierelor de reparații de avioane.

### 26.3. CONSTRUCȚII ÎN CADRE

În cazul cînd terenul de fundație permite preluarea unor forțe orizontale sau a unor momente importante, structurile de mare deschidere se realizează în cadre cu zăbrele sau cadre cu secțiune plină; cea de-a doua soluție permite realizarea unor rigle cu înălțime mai redusă (1/25...1/40 din

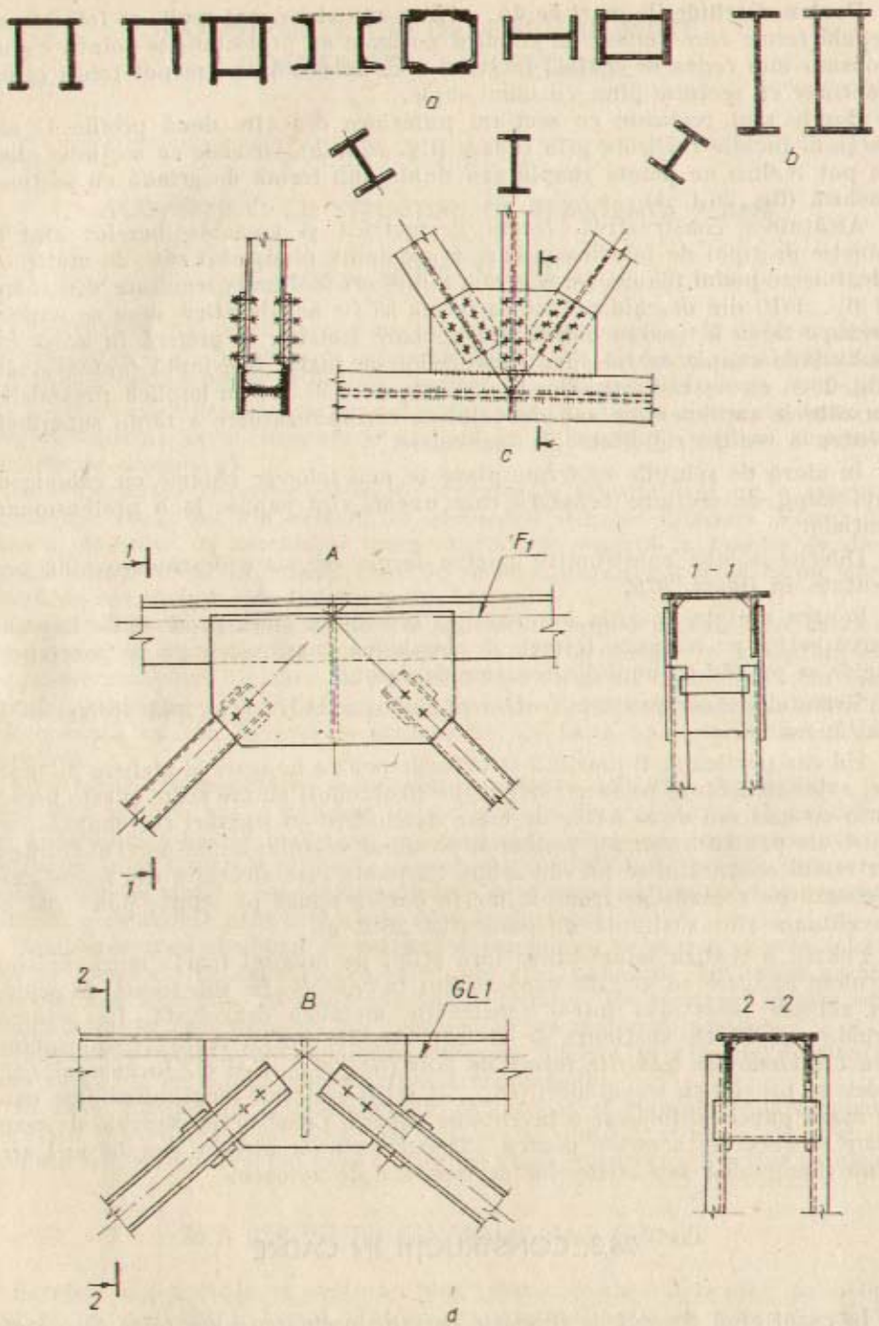



Fig. 26.1. Grinzi de acoperiș cu deschidere mare :
a — secțiuni de bare pentru ferme ; b — secțiuni de grinzi cu inimă plină ; c — detaliu de nod la o grindă cu zăbrele cu șuruburi de înaltă rezistență ; d — detalii de noduri pentru grinzi cu zăbrele sudate (structura din figura 26.2, c).

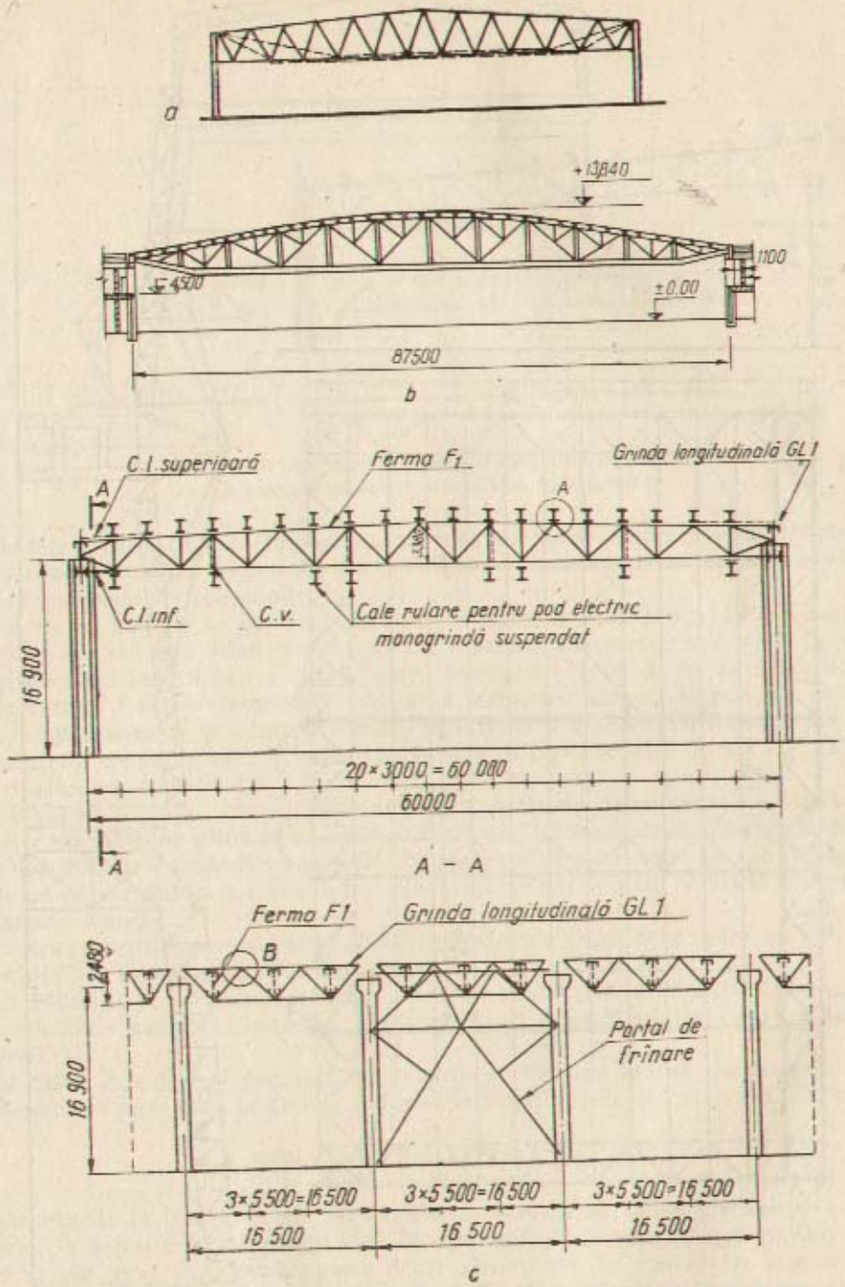



Fig. 26.2. Soluții constructive pentru acoperișuri de mare deschidere :
a — ferme plane pretensionate ; b — ferme cu zăbrele suplimentare ; c — ferme plane rezemate pe grinzi longitudinale (hală pentru montaj avioane România).

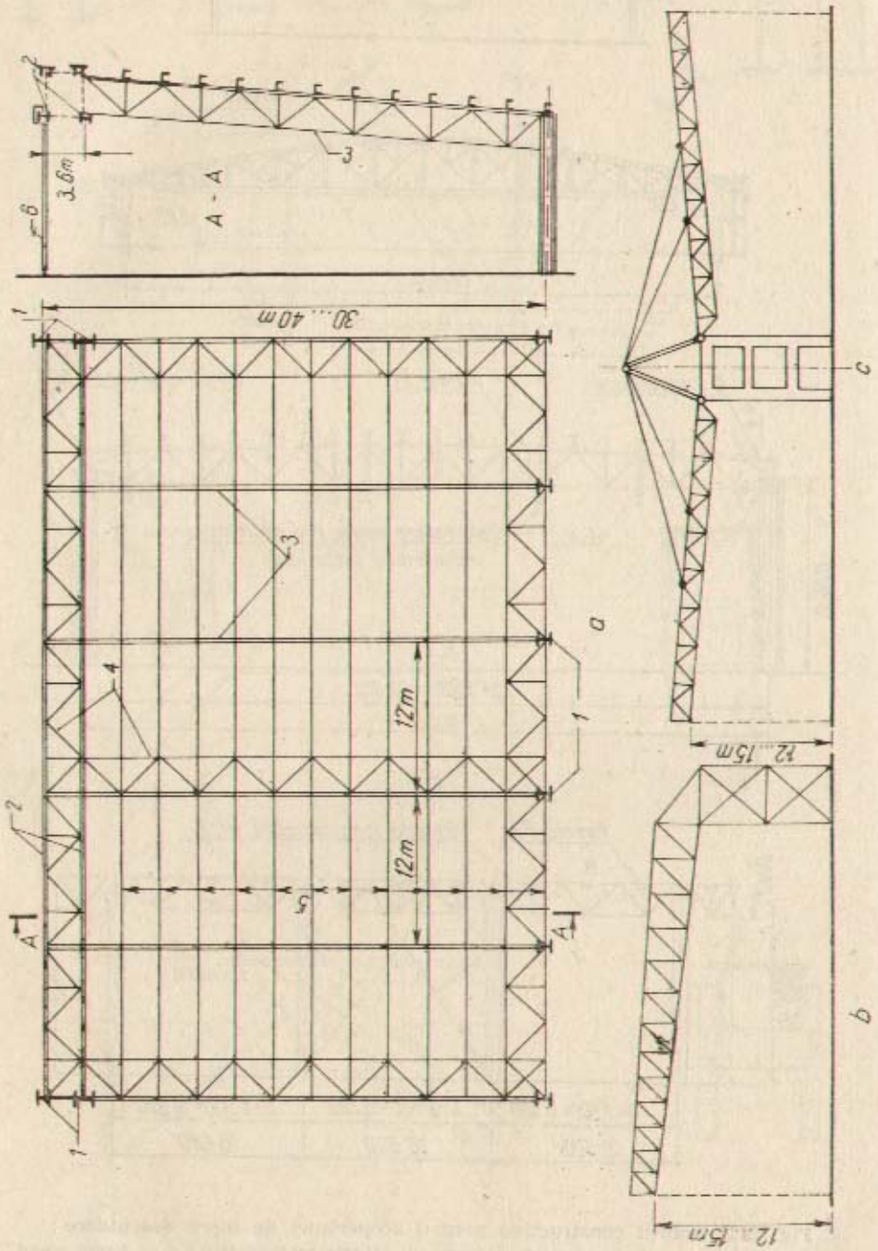



Fig. 26.3. Construcții pentru hangare :
*a* — cu grinzi longitudinale ; *b* — soluție în consolă ; *c* — console suspendate cu cabluri ; *1* — stîlpi ; *2* — grinzi longitudinale cu zăbrele ; *3* — ferme ; *4* — contravînturi ; *5* — pane ; *6* — porți glisante suspendate sau cu rezemare la partea inferioară.

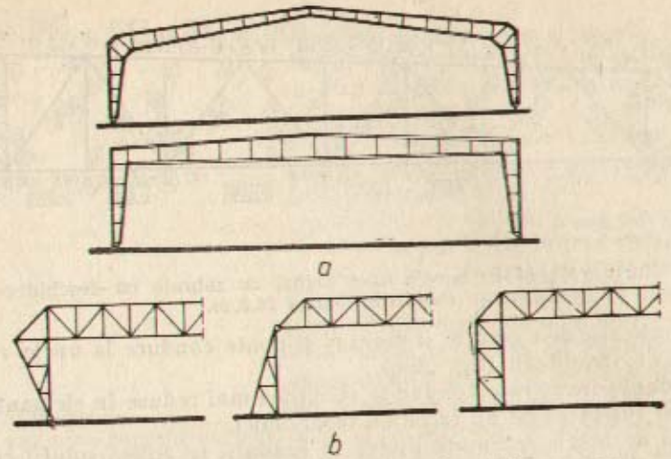



Fig. 26.4. Structuri în cadre pentru deschidere mare :
*a* — cu secțiune plină ; *b* — în soluție cu zăbrele.

deschidere), ceea ce este important pentru reducerea volumului construcției. Cadrele se pot realiza încastrate sau articulate în fundație, funcție și de capacitatea portantă a terenului.

Cadrele cu zăbrele se pot executa pînă la deschideri de 100...120 m (mai rar pînă la 160 m), fiind prevăzute cu reazeme încastrate sau articulate. Alegerea unei soluții sau a alteia este funcție de teren și de alte condiții constructive. Cadrele încastrate pot avea stîlpi de aceeași lățime cu înălțimea riglei, ceea ce le conferă o mare rigiditate și o reducere importantă a momentelor de pe grindă. În acest caz înălțimea riglei rezultă de 1/12...1/20 din deschidere (fig. 26.4).

Alcătuirea secțiunii barelor este diferită funcție de deschidere și solicitări. Cadrele cu secțiune plină la deschideri mari pot folosi grinzi cu perete dublu (secțiuni închise). Cadrele cu zăbrele de deschideri foarte mari se pot realiza și ele cu perete dublu. La deschideri moderate se pot realiza soluțiile curente cu perete simplu.

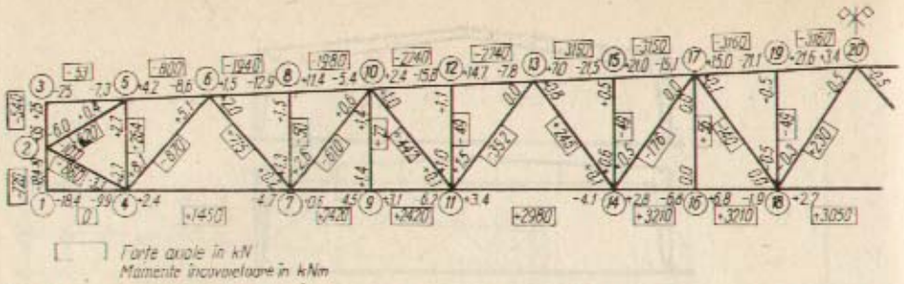
Contravîntuirile generale ale halelor pe cadre cu deschidere mare nu diferă principial de soluțiile structurilor obișnuite.

La calculul structurilor de mare deschidere se ține seama și de efectul deformațiilor asupra eforturilor, efectuîndu-se un calcul de rezistență de ordinul II.

În cazul grinzilor și cadrelor cu zăbrele se va ține seama de momentele suplimentare care apar la noduri datorită legăturii rigide a barelor (fig. 26.5).

## 26.4. STRUCTURI ÎN FORMĂ DE ARC

Structurile în formă de arc se folosesc la acoperirea sălilor de sport, hangarelor, a depozitelor acoperite etc. Din punctul de vedere al consumului de oțel arcele apar mai avantajoase decît structurile în cadre. De regulă se folosesc arce cu două articulații și mai rar cu trei articulații. Arcele cu două articulații sînt suficient de elastice pentru a permite, fără solicitări suplimentare importante, tasări ale reazemelor sau deformații datorate variațiilor de temperatură. În afară de aceasta, articulația de la cheie introduce



[ ] Forțe axiale în kN
Momente încovoietoare în kNm

Fig. 26.5. Eforturi $N$ și $M$ în barele unei grinzi cu zăbrele cu deschidere de 60 m (hala din figura 26.2, c).

unele complicații de execuție și montaj și poate conduce la unele complicații în realizarea învelitorii (fig. 26.6).

Arcele dublu încastrate conduc la solicitări mai reduse în elementele metalice dar cer fundarea pe un teren cu tasări mici.

În afară de arcele rezemate direct în fundații se aplică soluții cu arce rezemate pe structuri (tribune, clădiri anexe laterale) sau pe stîlpi. În acest caz împingerile laterale sînt preluate fie prin rigiditatea structurilor de rezemare, fie, în cazul structurilor elastice cum sînt stîlpii, prin tiranții care leagă reazemele arcelor. Tiranții pot primi eforturi inițiale; ei pot servi ca elemente de susținere pentru podul tehnic sau pentru plafonul sălii. Pentru a mări volumul util al construcției, tirantul se poate prevedea mai sus decît linia reazemelor (fig. 26.6, *g*).

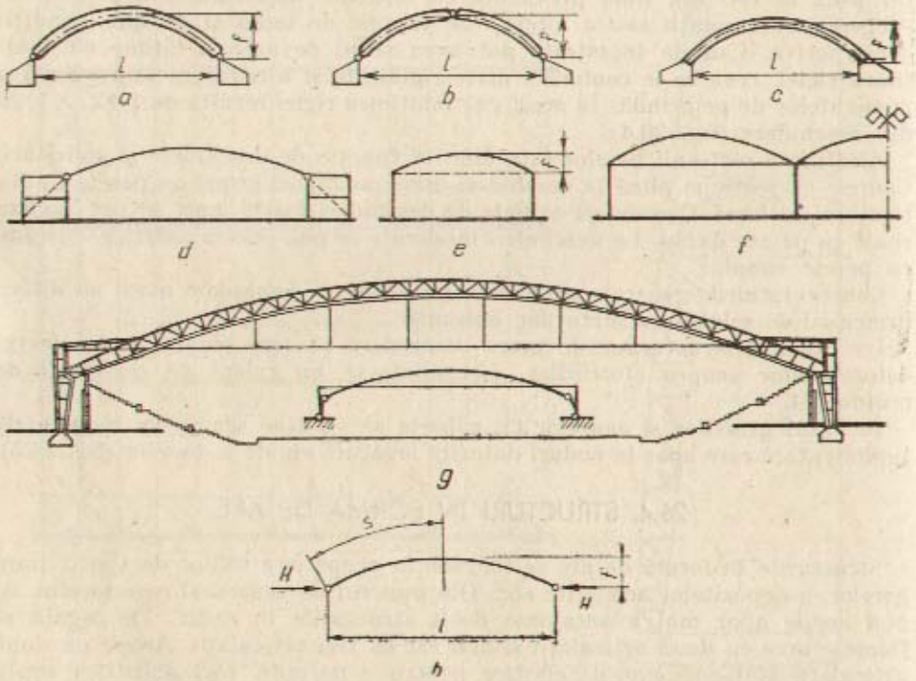



Fig. 26.6. Construcții în formă de arc:
*a* ... *h* — diferite soluții constructive.



Forma constructivă a arcelor se alege de regulă o parabolă care reprezintă curba de coincidență pentru încărcarea uniform repartizată pe orizontală. În cazul arcelor pleoștite (raport mic între săgeată și deschidere) parabola se poate înlocui cu un arc de cerc fără a duce la modificări importante ale eforturilor și în special al momentelor încovoietoare. Folosirea arcelor cu rază de curbură constantă simplifică execuția prin crearea de elemente de trasare, asamblare și montaj asemănătoare.

Arcele se realizează cu secțiune plină sau cu zăbrele și au de regulă înălțimea secțiunii constantă. Arcele cu zăbrele pot avea tălpile cu curbură continuă sau pot fi executate cu tălpi poligonale; de regulă se realizează drepte pe lungimea unui element prefabricat, care se asamblează la montaj. Înălțimea secțiunii variază între 1/40 și 1/80 din deschidere la arcele cu secțiune plină și între 1/25 și 1/65 din deschidere la arcele cu zăbrele (fig. 26.7).

Arcele cu secțiune plină se realizează de regulă cu secțiune dublu T. La deschideri foarte mari se pot realiza și arce cu secțiunea închisă (chesonată); în acest caz este necesar ca secțiunea să fie suficient de mare pentru ca să se poată realiza îmbinări cu șuruburi de înaltă rezistență care impun lucrul din interior; în caz contrar îmbinările trebuie realizate cu sudură numai din exterior.

Arcele cu zăbrele se realizează de regulă în același mod ca și grinzile cu zăbrele plane cu unul sau doi pereți. Se folosesc de asemenea arce cu trei tălpi realizate din țevi care sînt deosebit de avantajoase la montaj și în exploatare, avînd o rigiditate sporită în raport cu solicitările care produc fenomene de pierdere a stabilității. Ca solicitări de regulă predomină forțele axiale; la anumite încărcări (în special antisimetrice) apar și momente încovoietoare importante. Forțele tăietoare au valori mici și în consecință eforturile în diagonale sînt reduse, ceea ce conduce la zăbrele cu secțiuni mici. Montanții se execută fie normal pe axă, fie verticali; aceeași dispoziție constructivă se adoptă și la nervurile de rigidizare ale arcelor cu secțiune plină. Alegerea soluției depinde de poziția panelor care în funcție de modul de așezare a învelitorii se prevăd perpendiculare pe axă sau verticale.

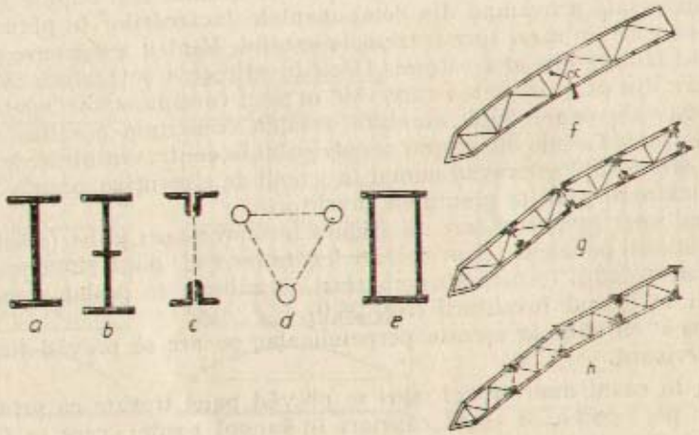



Fig. 26.7. Moduri de alcătuire a arcelor:
*a* ... *e* — tipuri de secțiuni transversale; *f* — arc curb; *g*, *h* — arc poligonal.

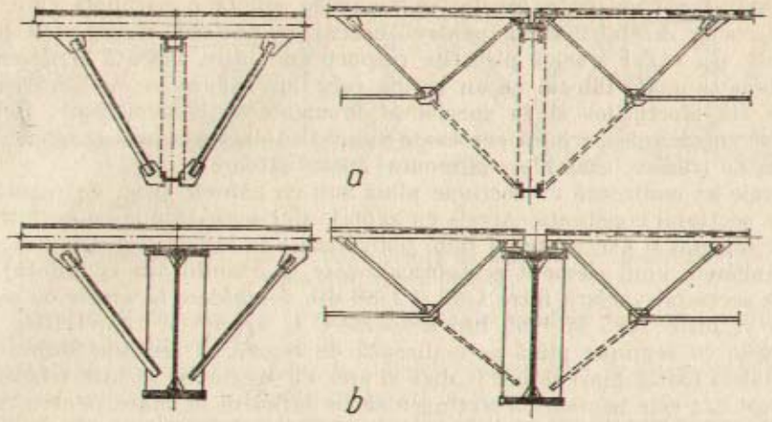



Fig. 26.8. Prinderea panelor de arce :
*a* — arce cu zăbrele ; *b* — arce cu inimă plină.

Articulațiile de la reazem se pot executa sub formă de genunchi sau sub formă de dispozitiv cu șurub (bolț) de articulație (v. fig. 15.33). Articulația de la cheie poate fi realizată de asemenea cu șurub de articulație sau printr-un dispozitiv sub formă de genunchi (v. fig. 23.10). În cazul articulațiilor cu genunchi structurile ușoare se vor asigura pentru eventuale reacțiuni negative cu șuruburi de ancoraj care se prevăd în axul elementului de rezemare, astfel încît să nu împiedice rotirea liberă a extremității stîlpului.

Articulația cu balansier (v. fig. 15.10) este folosită mai rar, în special la structuri care transmit forțe importante în articulații.

Panele structurilor cu arce se alcătuiesc în funcție de distanța dintre arce : cu zăbrele, cu secțiune plină, sau ca grinzi cu goluri în inimă. Pentru a asigura stabilitatea în plan transversal a arcului, panele se prind și de talpa inferioară a arcului (fig. 26.8).

Panele care se așază perpendicular pe axa arcului sînt supuse și la solicitări transversale provenind din componentele încărcărilor în planul acoperișului și care devin mari spre reazemele arcului. Pentru a micșora acest efect se prevăd tiranți din oțel rotund. Dacă învelitoarea se realizează din tablă cutată sau din plăci de beton care sînt în mod corespunzător legate între ele și respectiv de pane, după montare acestea constituie o șaibă care poate transmite toate forțele din planul acoperișului la contravîntuirile de margine ; în acest caz tiranții se prevăd numai în scopul de a menține panele în poziție corespunzătoare pînă la montarea învelitorii.

În cazul unor învelitori care nu asigură formarea unei șaibe (plăci ondulate de azbociment) panele pot fi proiectate legate între ele două cîte două prin diagonale care asigură formarea unor grinzi cu zăbrele ce preiau componentele încărcării în planul învelitorii (fig. 26.9).

La panele cu zăbrele așezate perpendicular pe arc se prevăd tiranți și la talpa inferioară.

Uneori în cazul unor travei mari se prevăd pane tratate ca grinzi cu zăbrele, iar pe acestea se așază căpriori în lungul pantei, care se fixează în contravîntuire ; în acest caz tiranții nu mai sînt necesari.

Uneori, panele cu zăbrele de deschideri mari se pot alcătui cu trei tălpi zăbrelite între ele.



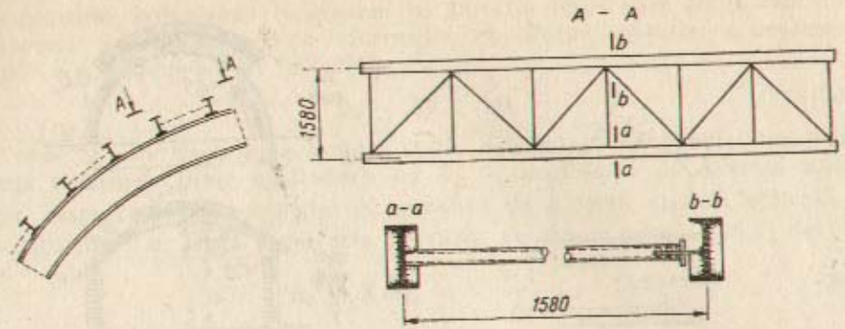



Fig. 26.9. Legarea panelor la arce la care învelitoarea nu poate asigura formarea unei șaibe.

Contravîntuirile longitudinale din planul acoperișului se dispun la reazeme și la cheie (fig. 26.10). Contravîntuiri transversale se prevăd în frontoane și dacă hala este lungă ($l > 60$ m) și intermediar. Uneori dacă hala are puține travei se prevede numai o singură contravîntuire transversală (centrală fig. 26.11). Contravîntuirile transversale asigură stabilitatea transversală a arcelor și preiau forțele provenite din acțiunea vîntului pe frontoane.

**Particularități de calcul ale arcelor.** Arcele se calculează la încărcări provenind din învelitoare, din elementele suspendate în interior de arce (instalații, dispozitive de ridicat etc.), din încărcări climatice (zăpadă, vînt și variații de temperatură) ; dacă este cazul se ia în considerare efectul acțiunilor seismice. În cazul terenurilor slabe se verifică și la efectul tasărilor diferențiate ale reazemelor.

*Încărcările din zăpadă* se iau după scheme care prevăd aglomerări pe unul din versanți (fig. 26.12), ceea ce duce la apariția de momente încovoietoare mai mari decît cele produse de încărcarea cu zăpadă uniform repartizată (v. STAS 10101/21-78).

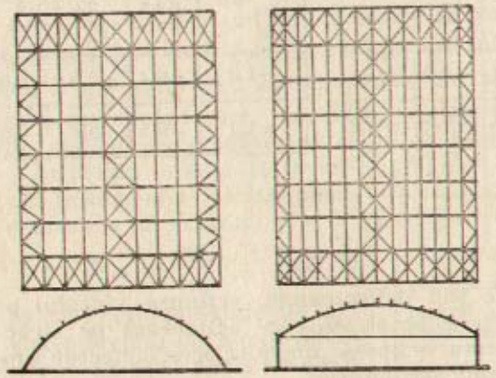


Fig. 26.10. Contravîntuirea acoperișului.

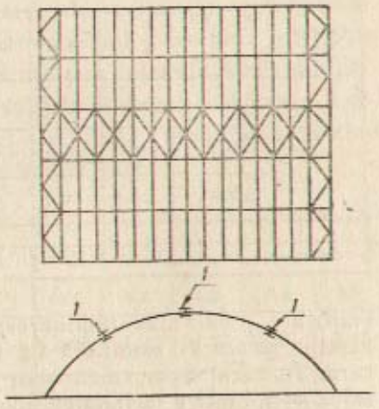
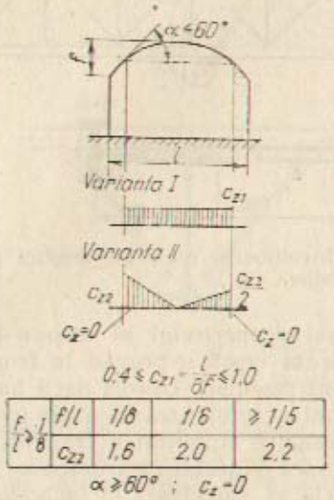



Fig. 26.11. Contravîntuirea acoperișului la hale cu puține travei :
*1* — îmbinarea tronsoanelor arcului cu șuruburi de înaltă rezistență pretensionate sau cu eclise sudate.




| f/l | f/l | 1/8 | 1/6 | ≥ 1/5 |
|---|---|---|---|---|
| ≤ 1/8 | $c_{z2}$ | 1,6 | 2,0 | 2,2 |

$\alpha \geq 60°$ ; $c_z = 0$

Fig. 26.12. Schema de încărcare cu zăpadă.

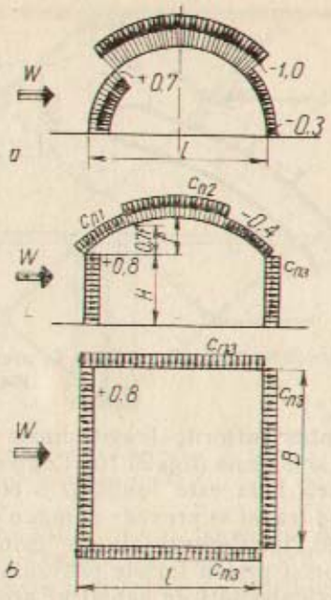



Fig. 26.13. Acțiunea vîntului pe :
a — secțiune transversală ; b — plan.

*Acțiunea dinamică a vîntului* (STAS 10101/20-78) produce parțial presiuni și parțial sucțiuni (fig. 26.13). Coeficienții componentei normale a acțiunii vîntului în funcție de dimensiunile caracteristice ale construcției sînt dați în tabelele 26.1 și 26.2. În cazul cînd există și unele părți pro-

*Tabelul 26.1*

| Coeficient | f/l / H/l | ≤ 0,1 | 0,2 | 0, | 0,4 | 0,5 |
|---|---|---|---|---|---|---|
| $c_{x1}$ | 0 | +0,1 | +0,2 | +0,4 | +0,6 | +0,7 |
| | 0,2 | −0,2 | −0,1 | +0,2 | +0,5 | +0,7 |
| | ≥ 1,0 | −0,8 | −0,7 | −0,3 | +0,3 | +0,7 |
| $c_{x2}$ | | 0,8 | −0,9 | 1,0 | 1,1 | 1,2 |

*Tabelul 26.2*

| H/l / B/l | ≤0,4 | 2 | 2 |
|---|---|---|---|
| | $c_{x2}$ | | |
| ≤ 1,0 | −0,4 | −0,5 | −0,6 |
| ≥ 2,0 | −0,5 | −0,6 | −0,6 |

eminente cum sînt luminatoarele sau deflectoarele, acțiunea vîntului pe acestea poate fi asimilată cu forțe concentrate care acționează pe structură. În cazul unor construcții cărora le lipsesc anumiți pereți, efectul vîntului se modifică, ponderea sucțiunii mărindu-se.

*Determinarea eforturilor* în arc se efectuează cu metodele obișnuite, considerînd arcele ca elemente plane care primesc încărcări transmise prin intermediul panelor. Reacțiunile date de pane au direcțiile încărcărilor



care le-au generat. La arcele cu două articulații se alege de regulă drept necunoscută împingerea la reazem pe direcția liniei care leagă cele două reazeme. Se aplică metoda eforturilor exprimînd condiția ca deplasarea relativă a reazemelor să fie nulă :

$$\Delta_0 - X\delta_{11} = 0, \tag{26.1}$$

în care $\Delta_0$ este deplasarea arcului static determinat pe direcția liniei care leagă reazemele (linia nașterilor), iar $\delta_{11}$ — deplasarea pe direcția acestei linii, respectiv a necunoscutei $X$, produsă de o forță unitară aplicată pe această direcție. Dacă arcul este prevăzut cu tirant relația (26.1) devine :

$$\Delta_0 - X \cdot \delta_{11} = X \cdot \frac{l}{EA_t}, \tag{26.2}$$

în care $X$ este efortul în tirant, iar $l$ și $A_t$ — lungimea, respectiv secțiunea tirantului.

Momentele în arc rezultă din relația :

$$M_x = M_{0x} - X \cdot y ; \tag{26.3}$$

în mod similar se determină forțele axiale $N$ și forțele tăietoare $T$.

Arcul fiind în general flexibil, se recomandă efectuarea unui calcul de ordinul II luînd în considerare momentele suplimentare datorate deformațiilor ; în acest scop se determină săgețile $f$ în punctele caracteristice și momentul suplimentar se calculează cu suficientă exactitate cu relația :

$$\Delta M_x = N \cdot f_x, \tag{26.4}$$

în care $N$ și $f_x$ sînt forța axială și săgeata în secțiunea care se calculează.

Momentul total este $M_x + \Delta M_x$. Verificarea de rezistență se efectuează la moment și la forță axială cu relația :

$$\frac{N}{A} + \frac{M_x + \Delta M_x}{W_x} \leq R. \tag{26.5}$$

Săgețile $f_x$ trebuie în acest caz calculate pentru fiecare ipoteză de încărcare în parte în secțiunile în care se fac verificările de rezistență și stabilitate.

O verificare a stabilității generale în plan transversal a arcului nu apare necesară dacă panele asigură o legătură suficientă cu contravîntuirile din planul acoperișului (fig. 26.8 și 26.11), iar contrafișele și panele asigură o legătură corespunzătoare, capabilă să transmită o forță laterală acționînd în centrul de greutate al tălpii și egală cu $0{,}02A_tR$.

În planul arcului forța critică în domeniul elastic se poate determina cu relația :

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 EI_x}{(\varepsilon s)^2}, \tag{26.6}$$

în care $s$ este jumătate din lungimea arcului (la arcele pleoștite cu $l/f < 5$ se poate lua egală cu jumătate din lungimea coardei $l$), iar $\varepsilon$ — un coeficient care se ia din tabelul 26.3.

*Tabelul 26.3*

| Arc | Coeficienții ε pentru f/l egal cu | | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| | 0,05 | 0,2 | 0,3 | 0,4 | 0,5 |
| cu trei articulații | 1,20 | 1,20 | 1,22 | 1,35 | 1,48 |
| dublu articulat | 1,00 | 1,10 | 1,22 | 1,35 | 1,48 |
| încastrat | 0,70 | 0,75 | 0,80 | 0,85 | 0,90 |

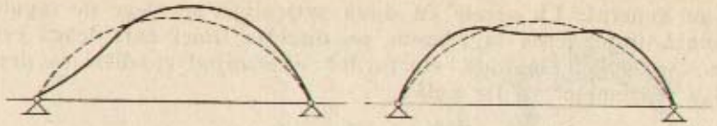


Fig. 26.14. Modul de producere a flambajului în planul arcului.

Momentul de inerție $I_x$ se determină în secțiunea de la sfertul deschiderii. Verificarea practică la pierderea stabilității în planul arcului (fig. 26.14) solicitat de o forță axială și un moment încovoietor se poate efectua cu relația :

$$\frac{N}{\varphi_x A} + \frac{M_x + \Delta M_x}{W_x\left(1 - \frac{\sigma}{\sigma_{Ex}}\right)} \leqslant R, \qquad (26.7)$$

în care $N$ și $M_x$ sînt forța axială și momentul într-o secțiune de pe deschiderea arcului, iar $\varphi_x$ se determină din tabelul 8.6 și 8.8 în funcție de $\lambda_x$ :

$$\sigma = \frac{N}{A}; \quad \sigma_{Ex} = \frac{\pi^2 E}{\lambda_x^2}; \quad \lambda_x = \frac{\varepsilon s}{i_x}.$$

În cazul arcelor cu zăbrele cu tălpi paralele în funcție de momentul $M$, de forța axială $N$ și de forța tăietoare $T$ se determină efortul în tălpi și în zăbrele cu relațiile :

$$\text{în tălpi : } S = \frac{N \cdot a}{h} + \frac{M_x}{h}; \quad \text{în zăbrele } D = \frac{T_x}{\sin \alpha}, \qquad (26.8)$$

în care $N$ și $M_x$ reprezintă solicitările din secțiunea care se verifică, $a$ — distanța din centrul de greutate al secțiunii pînă la talpa opusă tălpii care se verifică, iar $h$ — distanța dintre tălpile arcului (fig. 26.7, *c*).

Verificările se efectuează ca la barele grinzilor cu zăbrele.

În cazul arcelor pleoștite *contravîntuirile transversale* se pot calcula ca sisteme plane rezultate din proiecția sistemului cu zăbrele spațiale într-un plan orizontal. Eforturile calculate din bare în sistemul plan trebuie multiplicate cu $1/\cos \alpha$ (fig. 26.15, *a*).

În cazul unor pleoștiri mai mici acest mod de calcul duce la solicitări în tălpi mai reduse decît cele rezultate din sistemul spațial. Un calcul mai exact este arătat în schema din figura 26.15, *b*.

Se observă că datorită aplicării forțelor din vînt la o anumită înălțime deasupra reazemelor, în reazemele celor două arce din fronton se dezvoltă reacțiuni verticale $V$ care produc o solicitare suplimentară în arc. Eforturile în diagonalele sistemului se pot obține secționînd sistemul prin $A - A$ și proiectînd forțele din secțiune pe direcția montanților :

$$D = \frac{T}{\cos \varphi} \qquad (26.9)$$

în care $T$ este forța tăietoare din încărcarea orizontală din vînt, iar $\varphi$ — unghiul dintre diagonală și montant.



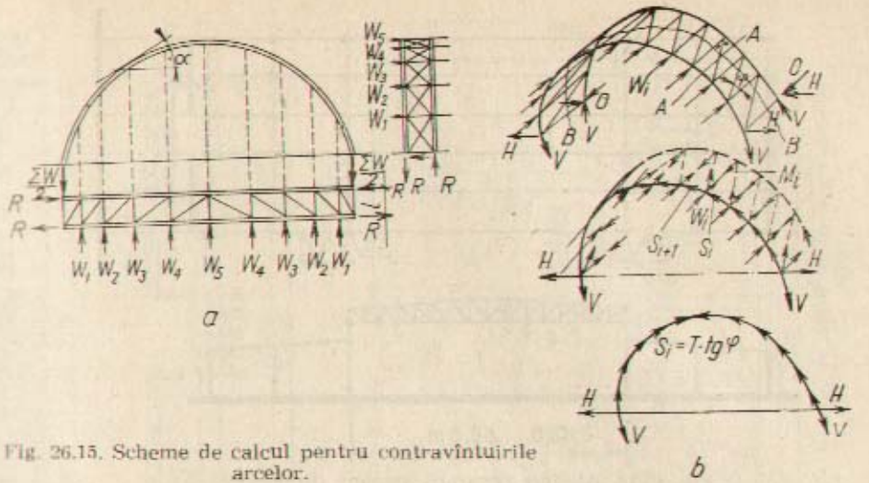



Fig. 26.15. Scheme de calcul pentru contravîntuirile arcelor.

Izolînd cele două arce prin secțiunea $B - B$ și descompunînd efortul din diagonală după direcția tălpii și a montantului se obține :

$$S_i = D_i \cdot \sin \varphi_i \quad \text{și} \quad M_i = D_i \cdot \cos \varphi_i = T_i. \qquad (26.10)$$

Arcul secționat se găsește în echilibru în spațiu dacă în fiecare nod, forța exterioară $W_i$ echilibrează eforturile interioare, adică :

$$W_i = D_{i-1} \cdot \cos \varphi_{i+1} - D_i \cdot \cos \varphi_i = T_{i+1} - T_i, \qquad (26.11)$$

în care $D_{i+1}$ și $D_i$ sînt eforturile din diagonalele panoului $i + 1$ și $i$.

Arcul secționat se calculează la eforturi dirijate după direcția tălpii ($S_i = T_i \cdot \operatorname{tg} \varphi_i$) ca un sistem plan, determinînd pe baza acestora reacțiunile de reazem și eforturile în toate barele fermei.

Pe arcul de lîngă fronton forțele din vînt conduc la reacțiuni care acționează în sus și legăturile cu fundația sînt supuse la întindere ; pe cel de-al doilea arc reacțiunile fiind în jos legăturile cu fundațiile sînt supuse la compresiuni suplimentare.

La hangare cu structuri de rezistență în arce, deasupra porților se prevede o grindă orizontală rigidă care preia forțele din vînt la nivelul ei și le transmite sistemului general de contravîntuiri ale frontoanelor.

## 26.5. EXEMPLE DE ACOPERIȘURI CU STRUCTURĂ DE MARE DESCHIDERE

În figurile 26.16, 26.17, 26.18 și 26.19 se prezintă exemple de acoperișuri de mare deschidere realizate în țară și peste hotare.

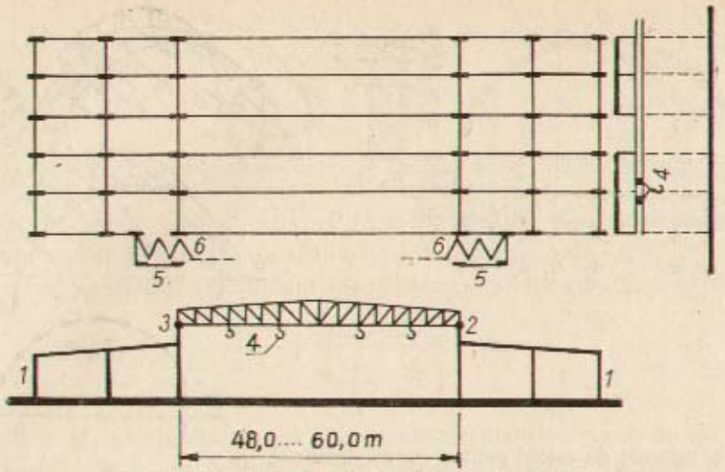



Fig. 26.16. Ateliere reparații avioane (România) :

*1* — cadru metalic sau beton armat ; *2* — reazem pe rulou ; *3* — reazem fix ; *4* — monoșină ; *5* — locaș pentru porți pliante ; *6* — poartă pliantă.

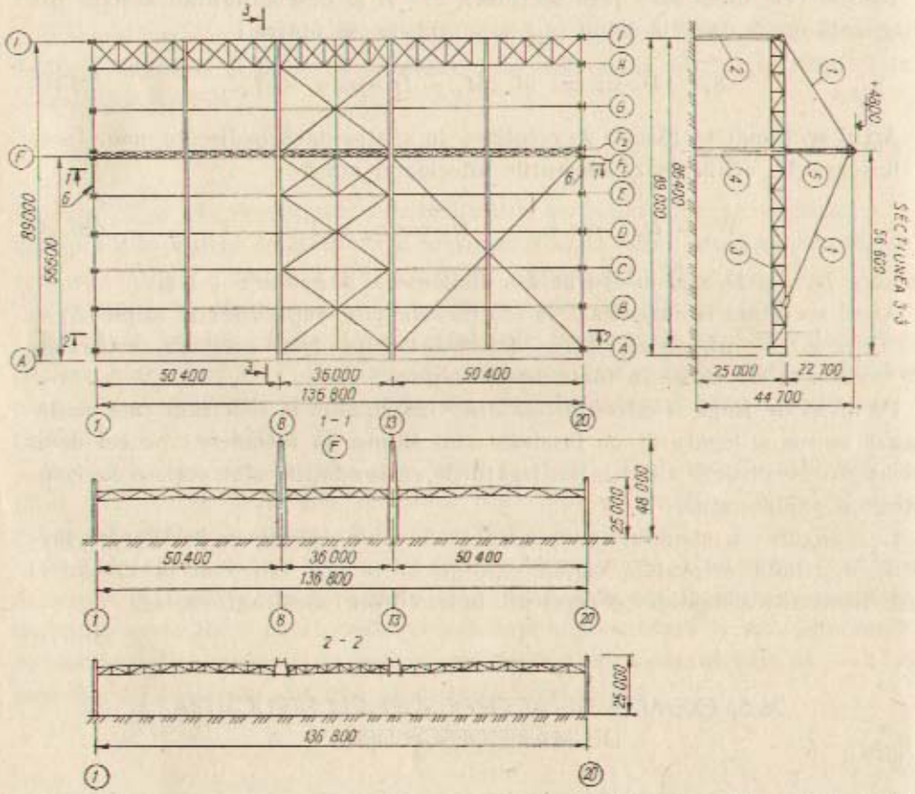



Fig. 26.17. Vedere în plan și secțiune longitudinală și transversală a hangarului de avioane Roissy (Franța) :

*1* — cabluri ; *2* — tiranți ; *3* — consolă-grindă cu zăbrele ; *4* — stîlp ; *5* — pilon ; *6* — contravîntuire verticală.

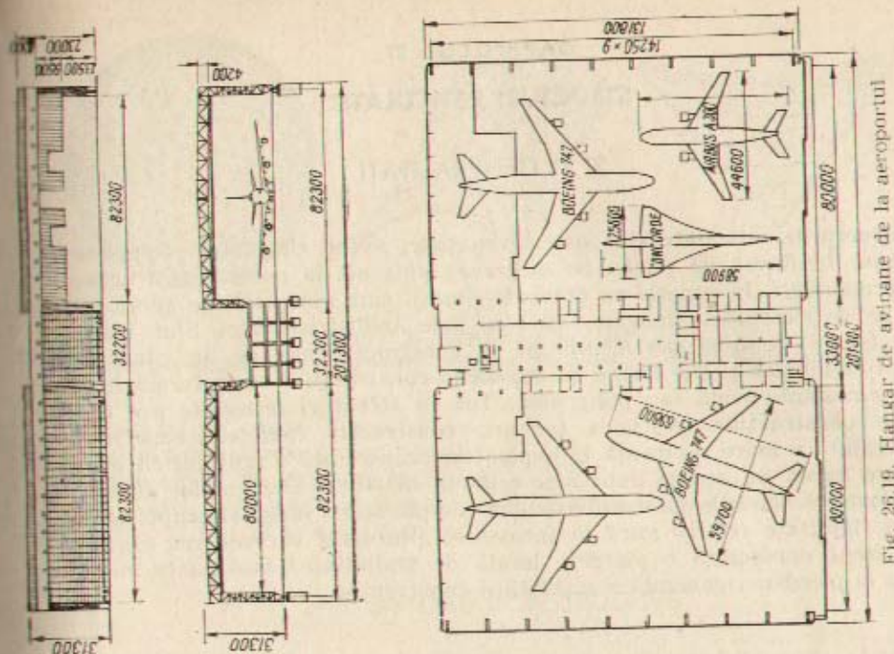



Fig. 26.19. Hangar de avioane de la aeroportul din Paris.

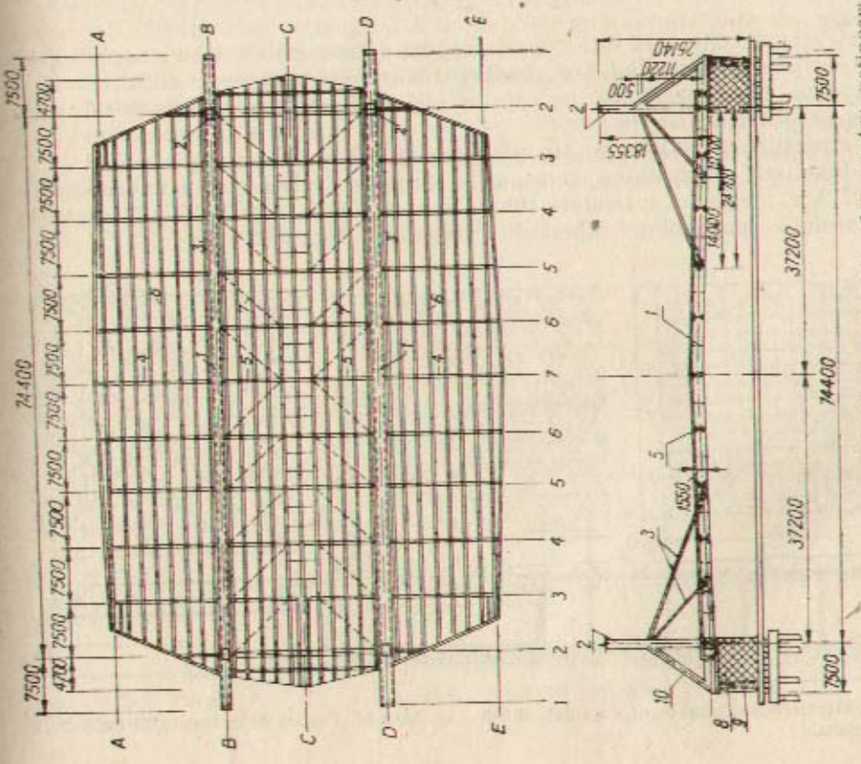



Fig. 26.18. Secțiune longitudinală și vedere în plan pentru patinoarul din Arosa (Elveția) :

*1* — grindă principală ; *2* — pilon ; *3* — cablu ; *4* — grindă secundară ; *5* — grindă secundară, travee intermediară ; *6* — pană ; *7* — contravîntuire orizontală ; *8* — contravîntuire verticală ; *9* — ancorajе de extremitățile grinzilor principale ; *10* — tiranți.

CAPITOLUL 27

# STRUCTURI RETICULATE*

## 27.1. GENERALITĂȚI

Structurile reticulate sînt sisteme spațiale, avînd elementele componente dispuse în formă de rețele. Se utilizează obișnuit la realizarea structurilor de acoperișuri, în general cu deschideri mari, cum sînt : săli de sport, pavilioane de expoziție, hangare, garaje, hale industriale etc. Sînt realizate sub formă de șaibă sau membrană la construcții care au în plan formă dreptunghiulară și sub formă de cupolă la construcții a căror formă în plan este circulară, ovală sau poligonală. Tot ca structuri reticulate pot fi realizate construcțiile diverselor turnuri, construcția radiotelescoapelor etc.

Prezintă o mare siguranță în exploatare, consecință a faptului că o deteriorare locală nu atrage după sine cedarea în lanț a elementelor adiacente. Fac excepție unele acoperișuri reticulate simplu strat, îndeosebi cupolele, care au o rigiditate relativ mică la încovoiere ; în acest caz cedarea unei bare are drept consecință o pierdere locală de stabilitate, care poate conduce chiar la pierderea generală a stabilității construcției.

## 27.2. CLASIFICARE

O structură reticulată este considerată ca un ansamblu de $n_b$ bare, legate între ele prin intermediul a $n_n$ noduri, realizate din piese speciale.

După natura suprafețelor pe care se află nodurile rețelei, structurile reticulate se pot clasifica în :

— structuri reticulate de tip planar (fig. 27.1) ;

— învelitori reticulate, cum sînt cupolele reticulate sau geodezice (fig. 27.2, *a*) ; cilindri reticulați simpli sau multipli (fig. 27.2, *b*) ; învelitori de translație, paraboloizi hiperbolici reticulați (fig. 27.2, *c*) ;

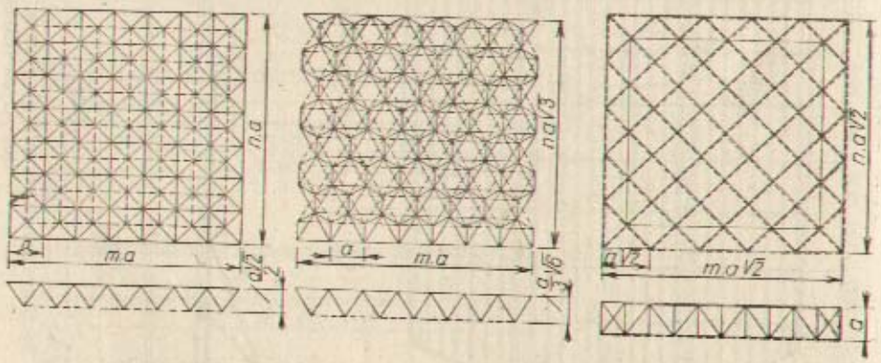



Fig. 27.1. Structuri reticulate de tip planar.

* La întocmirea acestui capitol a colaborat dr. ing. Ioan H. Toader de la Institutul Politehnic Cluj-Napoca.



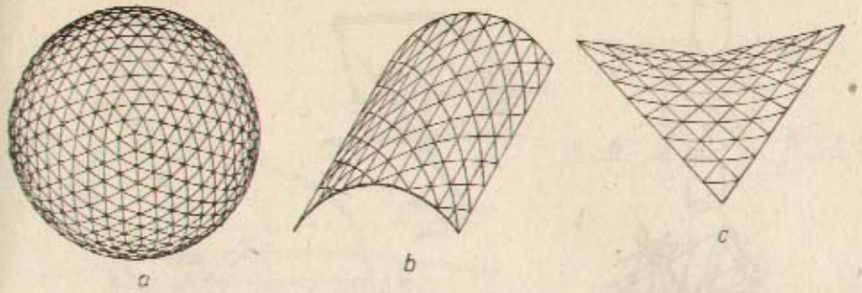



Fig. 27.2. Învelitori reticulate :
*a* — cupolă reticulată ; *b* — învelitoare cilindrică reticulată ; *c* — hiperboloid parabolic reticulat.

— turnuri reticulate (fig. 27.3) ;

— structuri reticulate compuse (fig. 27.4) ;

— alte tipuri de structuri reticulate.

Structurile reticulate pot fi realizate în simplu strat (fig. 27.2), în dublu strat (fig. 27.1 și 27.4) sau triplu strat.

## 27.3. SISTEME CONSTRUCTIVE

Datorită proprietăților de egală rezistență în toate direcțiile secțiunii transversale, țeava circulară este tipul de secțiune cel mai frecvent utilizat la execuția structurilor reticulate. Alte tipuri de secțiuni utilizate sînt profile I și U sau cele de bare cu pereți subțiri.

Modalitățile tipice de îmbinare a barelor în noduri sînt :

— îmbinarea cu șuruburi ;

— îmbinarea prin sudură ;

— îmbinările mixte, caracteristice mai ales sistemelor brevetate.

Se utilizează o mare varietate de sisteme constructive, dar numai unele și-au găsit o mai largă utilizare.

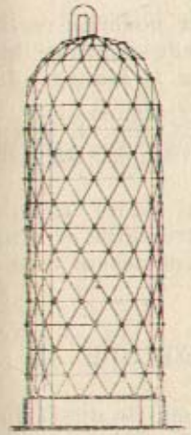


Fig. 27.3. Turn reticulat.

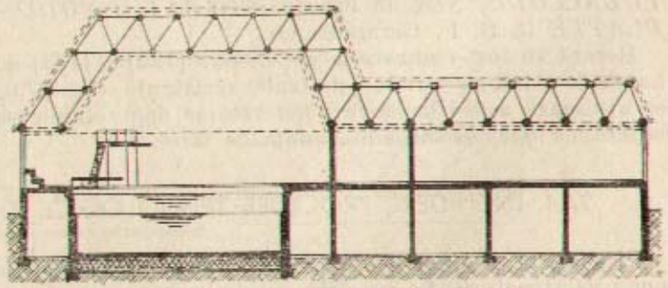


Fig. 27.4. Structură reticulată compusă.

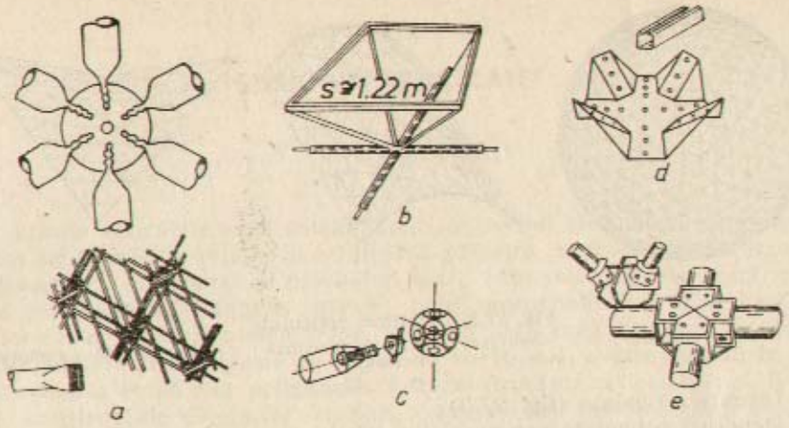



Fig. 27.5. Sisteme constructive de structuri reticulate :
*a* — sistem TRIODETIC ; *b* — sistem SPACE-DECK ; *c* — sistem MERO ; *d* — sistem UNISTRUT ; *e* — sistem TRIDIMATEC.

Sistemul *TRIODETIC* realizat în Canada (fig. 27.5, *a*) are barele alcătuite din țevi de oțel sau aliaje de aluminiu aplatisate la capete, fixarea lor în nod realizîndu-se prin intermediul a două șaibe, asamblate cu un singur șurub. Este un sistem demontabil.

Sistemul *SPACE-DECK*, la care elementul de bază este realizat în formă de piramidă, avînd baza pătrată, din corniere și dispusă la fața superioară a plăcii reticulate (fig. 27.5, *b*). Vîrfurile piramidei reprezintă nodurile feței inferioare. În acestea se prind prin înșurubare barele întinse ale structurii, care au capetele filetate. Sistemul și-a găsit o utilizare mai largă în Anglia.

Sistemul *MERO* este unul din cele mai vechi sisteme constructive utilizate în realizarea de structuri reticulate. Este folosit atît în R. F. Germania, cît și într-un mare număr de alte țări. Este un sistem constructiv simplu, într-un nod permițîndu-se prinderea unui mare număr de bare, pînă la 18. Barele sînt țevi de secțiune circulară sau pătrată, prinderea lor în noduri realizîndu-se cu șuruburi de înaltă rezistență (fig. 27.5, *c*).

Sistemul *UNISTRUT* a fost realizat în S.U.A., avînd nodurile realizate dintr-un guseu din tablă presată, în fiecare nod putîndu-se prinde un număr de 8 bare, care sînt realizate în formă de secțiune U laminate la cald sau din profile cu pereți subțiri formate la rece (fig. 27.5, *d*).

Se mai folosesc sistemele : *PIRAMITEC, TRIDIMATEC* (fig. 27.5, *e*), *TUBACCORD, SDC* în Franța, *UNIBAT* și *NODUS* în Anglia, *OKTAPLATTE* în R. F. Germania etc.

Recent au fost realizate la noi în țară [122] și [123] noduri sferice în care barele se prind cu șuruburi de înaltă rezistență (fig. 27.6). Structurile la care se utilizează astfel de noduri pot rămîne demontabile sau pot deveni nedemontabile dacă țevile sînt sudate de sfere.

## 27.4. ÎNCHIDERI, PROCEDEE TEHNOLOGICE DE EXECUȚIE

Principalul element de închidere, învelitoarea, poate rezema fie direct în nodurile structurii, fie prin intermediul unor pane. Distanțele dintre noduri fiind în general reduse, învelitoarea rezultă economică, fără a pune probleme



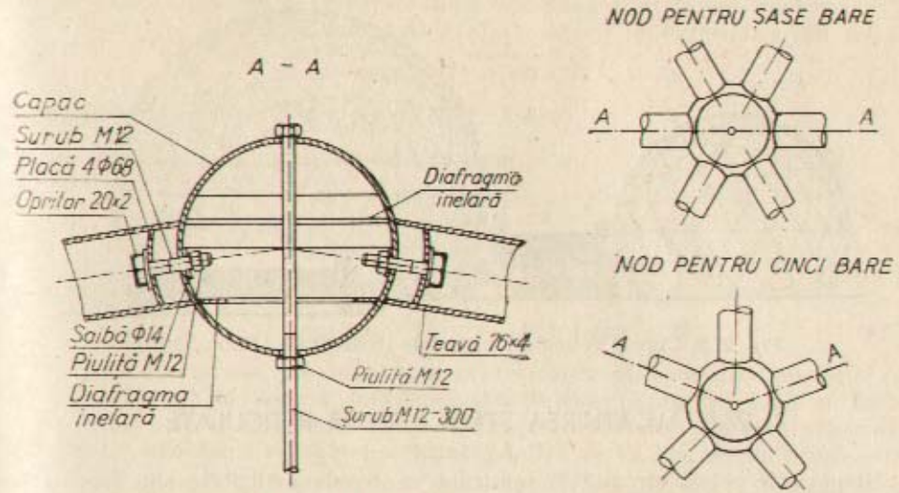



Fig. 27.6. Detaliu de îmbinare în nod.

deosebite, decît în cazurile în care întreaga construcție se realizează demontabilă. Înclinarea învelitorii fiind de cele mai multe ori sub 15% este nevoie de dispunerea unei hidroizolații executată foarte etanș. În figura 27.7 sînt indicate cîteva posibilități de dispunere a învelitorilor în raport cu structura de rezistență.

Modalitățile de realizare a elementelor de închidere laterală a construcției nu se deosebesc în mod esențial de cele ale pereților construcțiilor obișnuite.

Ca procedee tehnologice de execuție a structurilor reticulate, se folosesc :

— montajul element cu element, sau montajul unor tronsoane de dimensiuni mai reduse, folosind eșafodaje sau infrastructura ;

— montajul efectuat prin ridicarea întregii construcții, preasamblată la sol, prin liftare la cota prevăzută în proiect ;

— montajul mixt.

Un exemplu de structură reticulată realizată la noi în țară la care s-a utilizat procedeul de montaj bară cu bară este cel din figura 27.8.

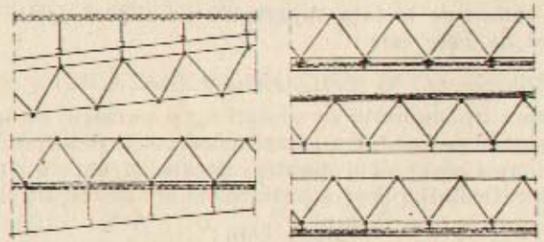


Fig. 27.7. Posibilități de dispunere a învelitorilor structurilor reticulate, de tip planar.

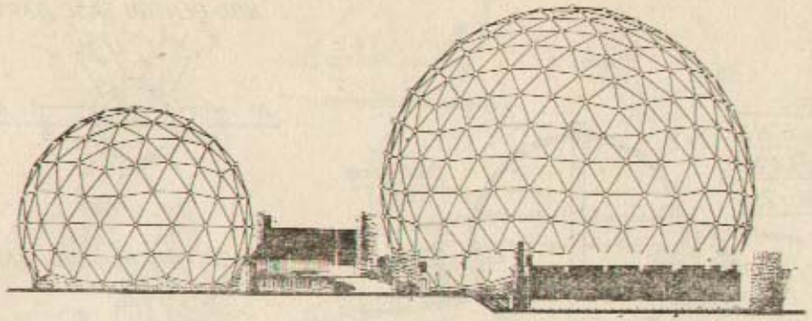


Fig. 27.8. Cupole reticulate cu rețele icosaedrale (Jibou-Sălaj).

## 27.5. ALCĂTUIREA STRUCTURILOR RETICULATE

Structurile reticulate pot fi realizate cu barele articulate sau încastrate în noduri.

În alcătuirea structurilor articulate spațiale, este necesară prevederea unui număr suficient de bare pentru a se obține un sistem indeformabilă, în ipoteza că nodurile în care sînt prinse barele sînt articulații sferice perfecte. Poziția unui nod trebuie să fie invariabilă în raport cu celelalte, atît timp cît lungimea barelor se consideră invariabilă.

Pentru condiția de indeformabilitate geometrică a structurii spațiale reticulate, se pot distinge două situații :

— indeformabilitatea geometrică rezultă din considerarea sistemului împreună cu baza de sprijinire, adică împreună cu legăturile care-l fixează pe baza de sprijin ;

— structura are asigurată indeformabilitatea geometrică proprie, independent de baza de sprijin pe care va fi fixată.

În primul caz, condiția de indeformabilitate se exprimă sub forma :

$$n_b - 3n_n + n_r \geqslant 0, \tag{27.1}$$

în care $n_b$ este numărul de bare al structurii, $n_n$ — numărul de noduri, iar $n_r$ — numărul de bare de legătură cu baza de sprijin.

În cea de a doua situație, este suficient un număr de 6 bare de legătură cu planul rigid, respectiv cu terenul de fundație, adică $n_r = 6$.

Structurile reticulate planare din figura 27.1 au un număr de bare la fața superioară $n_{bs}$, la fața inferioară $n_{bi}$ și un număr de bare diagonale $n_{bd}$, care leagă noduri de la fața superioară cu noduri de la fața inferioară.

Numărul total de bare este :

$$n_b = n_{bs} + n_{bi} + n_{bd}. \tag{27.2}$$

Numărul de bare $n_b$, numărul de noduri $n_n$ și numărul de legături cu baza $n_r$ în cazul rezemării pe contur a structurilor pot fi determinate cu ajutorul unor formule simple de calcul pentru fiecare structură în parte. Astfel, pentru structura reticulată planară pătrată simplă din figura 27.1, *a* rezultă :

$$\begin{aligned} n_b &= 8mn ; \\ n_n &= 2mn + m + n + 1 ; \\ n_r &= 2(m+n) + 4, \end{aligned} \tag{27.3}$$



$m$ și $n$ fiind numărul de intervale după cele două direcții ale structurii.

Gradul de nedeterminare statică al structurii se determină din relația :

$$i = m(n-1) + n(m-1) + 1. \tag{27.4}$$

Structura reticulată din figura 27.1, *b* are

$$\begin{aligned} n_b &= 18mn - m - n ; \\ n_n &= 4mn + 2n + m + 1 ; \\ n_r &= 2(m+n) + 4, \end{aligned} \tag{27.5}$$

gradul de nedeterminare statică a structurii fiind

$$i = (2m-1)(n-1) + 4n(m-1). \tag{27.6}$$

Pentru a compara cele două structuri reticulate planare, din figurile 27.1, *a* și 27.1, *b*, se va adopta înălțimea structurilor în așa fel încît să rezulte lungimea barelor diagonale egală cu lungimea barelor din fața superioară, respectiv inferioară a fiecărei structuri. Astfel, se va lua pentru prima structură, $H_1 = a\sqrt{2}/2$ și pentru cea de a doua $H_2 = a\sqrt{6}/3$. Totodată se vor alege astfel de valori pentru $m_1$ și $n_1$, respectiv $m_2$ și $n_2$ încît suprafețele acoperite ale celor două structuri să fie aceleași.

În particular se aleg : $m_1 = n_1 = 7$, $m_2 = 7$, $n_2 = 4$.

Rezultă :

$$\begin{aligned} &A_1 = A_2 = 7a, \quad B_1 = 7a, \quad B_2 = 4a\sqrt{3} = 6{,}93a ; \\ &n_{b1} = 392, \quad n_{n1} = 113, \quad n_{r1} = 32, \quad i_1 = 85 ; \\ &n_{b2} = 493, \quad n_{n2} = 128, \quad n_{r2} = 26, \quad i_2 = 135. \end{aligned}$$

Comparînd structura a doua cu prima, rezultă următoarele valori procentuale :

$$\frac{n_{b2}}{n_{b1}} 100 = 125{,}8\% ; \qquad \frac{n_{r2}}{n_{r1}} 100 = 81{,}2\% ;$$

$$\frac{n_{n2}}{n_{n1}} 100 = 113{,}3\% ; \qquad \frac{i_2}{i_1} 100 = 158{,}8\%.$$

O comparație de felul celei de mai sus este utilă și poate furniza indicații cu privire la fiecare structură în parte. Evident că numai în urma efectuării calculului static și dimensionării, se va putea preciza structura care corespunde cel mai bine din punctul de vedere al consumului de metal, al ușurinței de execuție, ca estetică etc.

## 27.6. INDICAȚII CONSTRUCTIVE ȘI DE PROIECTARE

Pentru proiectarea structurilor reticulate planare, au fost elaborate instrucțiuni, în care sînt prezentate recomandări de proiectare.

Astfel, în cazul rezemării structurii pe tot conturul, se prevede pentru înălțimea structurii $H = 1/15 \ldots 1/20$ din deschidere și pentru unghiul optim de înclinare a diagonalelor față de planul fețelor $\gamma = 45 \ldots 60°$.

În bare se consideră că se produc numai eforturi axiale de întindere sau compresiune. Lungimea de flambaj a barelor comprimate se consideră dis-

tanța dintre secțiunile de prindere în noduri, zvelțețea lor alegîndu-se astfel încît să nu rezulte coeficienți de flambaj a căror valoare să fie prea mică ; barele se realizează din țevi rotunde sau pătrate, din oțel OLT 35, OLT 45 sau chiar din oțel slab aliat OL 52.

În proiectarea structurilor reticulate planare realizate în țara noastră, pentru prinderea barelor în noduri s-au folosit elemente sferice, rezultate din sudarea a două semisfere executate prin deformare la cald sau la rece, iar în cazul unor grosimi mici, a unor discuri din tablă plană. Deformarea se realizează cu ajutorul unor matrițe speciale.

Dimensiunile sferelor, grosimea peretelui și diametrul lor s-au stabilit în urma unor încercări experimentale, efectuate asupra unor sfere complete, cît și cu goluri, o metodă analitică de dimensionare, nefiind elaborată.

Pentru alegerea peretelui sferei $t_s$, se pot folosi graficele din figura 27.9 determinate experimental, în funcție de parametrii :

$$\alpha = \frac{d_e}{D_s} \quad \text{și} \quad \beta = \frac{t_s}{D_s}, \tag{27.7}$$

în care $d_e$ este diametrul exterior al țevii prinse în nod, $D_s$ — diametrul exterior al sferei, care se alege $D_s = 1{,}8 \ldots 2{,}0 d_e$, iar $t_s$ — grosimea peretelui sferei.

Sarcina maximă rezultată din calculul static cu încărcări normate, corespunzătoare barei celei mai solicitate prinsă în nod, este multiplicată cu un coeficient de siguranță $c = 2{,}5$, obținîndu-se o sarcină limită $P_l$, prezentată în ordonată. Unui punct de coordonate ($\alpha$, $P_l$), îi corespunde o valoare $\beta$, care se poate determina prin interpolare. Pentru diametrul de sferă ales $D_s$ și coeficientul $\beta$ determinat, rezultă grosimea peretelui sferei, $t_s = \beta D_s$

În figura 27.10 sînt reprezentate traiectoriile eforturilor principale de întindere pe o sferă sudată supusă la compresiune monoaxială, puse în evidență cu ajutorul unui lac casant.

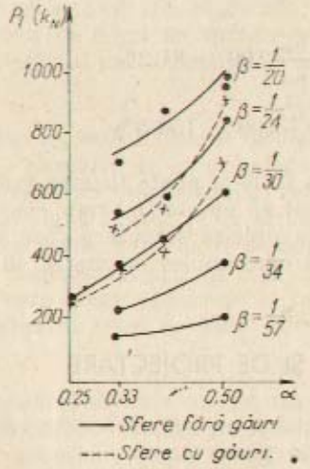



Fig. 27.9. Grafice pentru determinarea grosimii sferei.

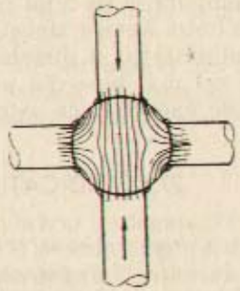


Fig. 27.10. Traiectorii ale eforturilor principale pe o sferă sudată solicitată la compresiune monoaxială.



# 27.7. CALCULUL STRUCTURILOR RETICULATE

## 27.7.1. GENERALITĂȚI

Analiza structurilor reticulate poate fi efectuată cu ajutorul metodelor generale de analiză a structurilor. Cu toate acestea, natura tridimensională, numărul mare de elemente structurale componente și gradul înalt de nedeterminare statică au condus la dezvoltarea unor tehnici de calcul specifice structurilor discrete :

— metodele de analiză a structurilor discrete ;
- microanaliza structurilor reticulate ;
- macroanaliza structurilor reticulate ;

— metodele de analiză ale mediului continuu echivalent.

## 27.7.2. METODA DE CALCUL A DEPLASĂRILOR

În calculul static al structurilor reticulate, cu barele articulate în noduri, se iau în considerare următoarele ipoteze :

— nodurile sînt articulații sferice perfecte, astfel încît la capetele barelor nu pot să apară momente încovoietoare sau de torsiune ;

— barele sînt perfect axate în nodul teoretic ;

— încărcările sînt concentrate și aplicate numai în noduri.

Determinarea eforturilor în barele sistemului se poate efectua cu metoda deplasărilor generalizată.

Se determină deplasările necunoscute ale nodurilor, exprimînd matriceal că produsul dintre matricea asamblată a rigidității structurii reticulate (**K**) și vectorul deplasărilor necunoscute ale nodurilor (**D**), în raport cu un sistem general de axe de coordonate ($X$, $Y$, $Z$), este egal cu vectorul sau matricea încărcărilor aplicate nodurilor structurii, adică

$$(\mathbf{K}) \cdot (\mathbf{D}) = (\mathbf{P}). \tag{27.8}$$

Ca metodă algebrică de rezolvare a sistemului de ecuații (27.8), se utilizează în mod obișnuit metoda eliminării a lui Gauss.

Determinate fiind deplasările $D_{xi}$, $D_{yi}$ și $D_{zi}$ ale nodului $i$, precum și deplasările $D_{xj}$, $D_{yj}$ și $D_{zj}$ ale nodului $j$, alungirea barei $ij$ va fi :

$$\Delta L_{ij} = (D_{xj} - D_{xi})\cos\alpha_x + (D_{yj} - D_{yi})\cos\alpha_y + (D_{zj} - D_{zi})\cos\alpha_z, \tag{27.9}$$

unde $\alpha_x$, $\alpha_y$ și $\alpha_z$ sînt unghiurile pe care le face direcția barei $ij$ cu axele $X$, $Y$ și $Z$.

Dacă se cunoaște alungirea barei $\Delta L_{ij}$, efortul din bară se determină cu relația

$$N_{ij} = \frac{EA_{ij}\Delta L_{ij}}{L_{ij}}, \tag{27.10}$$

$A_{ij}$ și $L_{ij}$ fiind aria secțiunii transversale a barei $ij$, respectiv lungimea ei.

### 27.7.3. ANALIZA STRUCTURILOR DISCRETE

Analiza structurilor discrete cuprinde mulțimea reprezentărilor generale utilizate în vederea obținerii cîmpului soluțiilor pentru structuri de tipul rețelelor. Modelul matematic al rețelelor se caracterizează prin utilizarea variabilelor discrete pentru cel puțin una din coordonatele nodului. Astfel, în cazul rețelelor planare nodurile pot fi reprezentate prin coordonatele discrete ale liniilor rețelelor în fiecare din cele două direcții ortogonale.

Soluțiile explicite ale structurilor reticulate pot fi generate datorită modelului repetat de dispunere a elementelor componente. Aproximarea făcută este analoagă celei folosită în teoria clasică a plăcilor continue, plane și curbe. Spre deosebire însă de mediul continuu, căruia îi este asociat un model matematic constînd din ecuații diferențiale, modelul matematic asociat sistemului discret constă din ecuații în diferențe finite.

În general soluțiile explicite, atît pentru structuri discrete, cît și pentru structuri continue sînt cu atît mai avantajoase cu cît formulele rezultate sînt mai compacte, în acest fel calculele numerice fiind mai eficiente.

În cazul structurilor reticulate neregulate sau cu condiții de contur mai deosebite, soluțiile explicite pot să se dovedească inaplicabile. În astfel de situații pot fi mai avantajoase metodele numerice și tehnicile de analiză aproximativă.

Prin analiza structurilor discrete se determină fie eforturile din bare, fie deplasările nodurilor, sau atît eforturile din bare, cît și deplasările nodurilor ca funcții explicite în variabile discrete, care sînt coordonatele nodurilor. Soluțiile explicite sînt eficiente, datorită formei expresiilor care nu depind de numărul elementelor din sistem. De asemenea soluțiile obținute sînt „exacte" în sensul că modelul matematic implică includerea doar a ipotezelor obișnuite de calcul privitoare la comportarea liniar elastică a materialului.

Fr. Bleich și E. Melan au aplicat metodele de calcul ale structurilor discrete în cazul unor sisteme structurale încă înainte de 1927, dar abia în jurul anului 1960 aceste metode au început să fie utilizate la calculul structurilor reticulate.

### 27.7.4. METODELE DE ANALIZĂ ALE MEDIULUI CONTINUU ECHIVALENT

Metodele de analiză ale mediului continuu echivalent se bazează pe aproximarea comportării structurii reticulate cu aceea a structurii similare continue. Exceptînd, eventual, analiza experimentală, această metodă de calcul rămîne singura posibilitate de analiză în cazul unor structuri reticulate de mari dimensiuni în cazul în care aplicarea metodelor de analiză a structurilor spațiale devine prea costisitoare, iar soluționarea problemei cu ajutorul metodelor de calcul a sistemelor discrete se dovedește imposibilă.

Aproximarea comportării unei structuri discontinue cu o structură similară continuă, implică determinarea relațiilor de legătură între proprietățile celor două sisteme. Pentru aceasta pot fi utilizate două metode:

— metoda soluțiilor de interdependență;
— metoda conversiei.

Prima este o metodă directă de stabilire a relațiilor de legătură între eforturi, caracteristici de deformații sau amîndouă aparținînd segmentului unic de structură reticulată și cele corespunzînd elementului mic de structură



continuă. Cu ajutorul acestor relații de legătură pot fi apoi determinate proprietățile mediului continuu echivalent: modulul de elasticitate $E'$, coeficientul lui Poisson $\mu'$ și grosimea $l'$ de placă.

Cea de a doua metodă de stabilire a echivalenței între sistemul discret și mediul continuu utilizează conversia ecuațiilor în diferențe finite, care guvernează sistemele discrete, în ecuații diferențiale de aproximare.

Mărimea erorii asociată soluțiilor rezultînd din aplicarea metodelor de analiză ale mediului continuu echivalent nu poate fi stabilită cu ușurință pentru toate tipurile de structuri reticulate. Una din posibilitățile de a aprecia ar putea fi, în vederea comparării rezultatelor, aplicarea uneia din metodele de analiză specifice sistemelor discrete.

Se prezintă după Wright [129] aplicarea metodei de interdependență în calculul învelitorilor simplu strat.

Se presupune învelitoarea cu ochiuri triunghiulare pentru rețeaua simplu strat de curbură pozitivă. Calculul static poate fi efectuat aplicînd teoria pînzelor subțiri.

Eforturile în învelitoarea subțire, fictivă, denumită învelitoare subțire echivalentă învelitoarei reticulate dată, sînt $N_x$, $N_y$ și $N_{xy}$.

Se consideră că rețeaua este constituită din triunghiuri echilaterale (fig. 27.11). S-au notat cu $A$, $B$ și $C$ trei noduri ale rețelei, cu $L$, lungimea laturii triunghiului respectiv a laturii rețelei, iar cu $P_1$, $P_2$ și $P_3$, eforturile din barele *1*, *2* și *3* ale triunghiului, considerate de întindere.

Efectuînd secțiunea $\alpha - \alpha$, din proiecția eforturilor pe axa $x$, rezultă

$$N_x = \frac{4P_1 + P_2 + P_3}{2\sqrt{3}L}. \tag{27.11}$$

Din alte două secțiuni, efectuate în dreptul nodului $B$ rezultă

$$N_y = \frac{\sqrt{3}(P_2 + P_3)}{2L}, \qquad N_{xy} = \frac{P_2 - P_3}{2L}. \tag{27.12}$$

Din cele trei relații (27.11) și (27.12) se determină valorile eforturilor corespunzătoare celor trei bare:

$$P_1 = \frac{L}{2\sqrt{3}}(3N_x - N_y), \qquad P_2 = \frac{L}{\sqrt{3}}(N_y + N_{xy}\sqrt{3}),$$

$$P_3 = \frac{L}{\sqrt{3}}(N_y - N_{xy}\sqrt{3}). \tag{27.13}$$

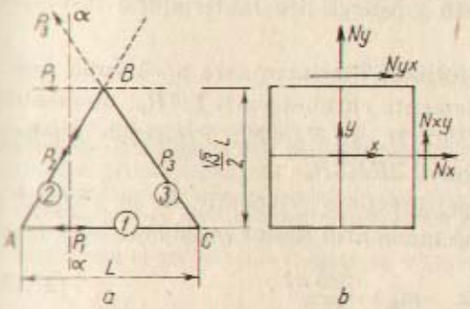



Fig. 27.11. Echilibrul eforturilor unei rețele triunghiulare *(a)* și echilibrul eforturilor secționale ale mediului continuu echivalent *(b)*.

Materialul membranei subțiri, echivalente învelitorii reticulate date, fiind elastic, omogen și anizotrop, deformațiile specifice se pot exprima cu următoarele relații:

$$\varepsilon_x = \frac{\sigma_x}{E'_x} - \mu'_x \frac{\sigma_y}{E'_y}, \quad \varepsilon_y = \frac{\sigma_y}{E'_y} - \mu'_y \frac{\sigma_x}{E'_x}, \quad \gamma_{xy} = \frac{\tau_{xy}}{G'}, \tag{27.14}$$

unde

$$\sigma_x = \frac{N_x}{t'_x}, \quad \sigma_y = \frac{N_y}{t'_y}, \quad \tau_{xy} = \frac{N_{xy}}{t'}$$

iar $E'$, $\mu'$, $G'$ și $t'$ sînt modulul de elasticitate, coeficientul lui Poisson, modulul de elasticitate transversal și grosimea învelitorii subțiri echivalente învelitorii reticulate date.

Dacă cele trei bare au aceeași arie a secțiunii transversale $A$, rezultă un mediu echivalent izotrop, caracterizat prin

$$E'_x = E'_y = E' = \frac{2AE}{\sqrt{3}\,Lt'}, \quad G' = \frac{3AE}{4Lt'} \text{ și } \mu'_x = \mu'_y = \mu' = \frac{1}{3}. \tag{27.15}$$

În cazul că ariile celor trei bare sînt diferite, rezultă un mediu anizotrop, caracterizat prin:

$$E'_x = \frac{2\sqrt{3}\,A_1 E}{3Lt'_x}, \quad E'_y = \frac{6\sqrt{3}\,A_2 E}{Lt'_y\left(8 + \frac{A_2}{A_1}\right)},$$

$$G' = \frac{\sqrt{3}\,A_2 E}{4Lt'}, \quad \mu'_x = \frac{t'_y}{3t'_x}\left(\frac{9A_2}{8A_1 + A_2}\right), \quad \mu'_y = \frac{1}{3}. \tag{27.16}$$

Considerînd pentru simplitate cazul unei învelitori echivalente izotrope ($t'_x = t'_y = t'$) rezultă:

$$\sigma_x = \frac{\sqrt{3}\,AE}{4Lt'}(3\varepsilon_x + \varepsilon_y), \quad \sigma_y = \frac{\sqrt{3}\,AE}{4Lt'}(3\varepsilon_y + \varepsilon_x), \quad \tau_{xy} = \frac{\sqrt{3}\,AE}{4Lt'}\gamma_{xy}. \tag{27.17}$$

Determinate fiind proprietățile elastice ale mediului continuu echivalent (27.15) sau (27.16), se pot determina eforturile din barele învelitorii reticulate, cunoscînd eforturile $N_x$, $N_y$ și $N_{xy}$ din învelitoarea subțire echivalentă. Este necesar să se stabilească grosimea $t'$ a materialului învelitorii subțiri echivalente.

Din figura 27.12 rezultă că la o deformare din încovoiere pură după direcția $x$ de curbură $1/R_x$, în celelalte elemente curbura va fi $1/4R_x$, momentele încovoietoare corespunzătoare fiind $EI/R_x$ și $EI/4R_x$. Proiecțiile momentelor din barele *2* și *3* pe direcția $x$ vor fi $2EI/8R_x$.

Raportînd suma momentelor de pe direcția $x$, respectiv de pe direcția $y$ la lungimea elementului, se determină momentul unitar $m_x$ și $m_y$:

$$m_x = \frac{3\sqrt{3}\cdot EI}{4LR_x}, \quad m_y = \frac{3\sqrt{3}\,EI}{4LR_y}. \tag{27.18}$$



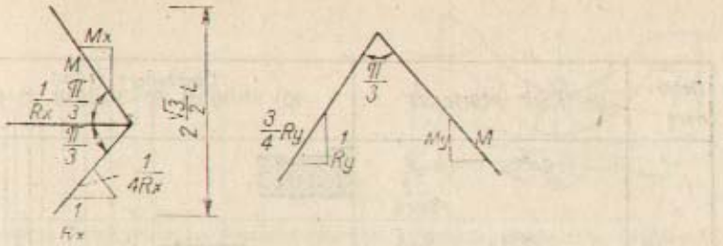



Fig. 27.12. Deformații din încovoiere.

Dacă se consideră rigiditatea de placă $D$ a materialului învelitorii echivalente, din relația $m = D/R$ se poate determina grosimea $t'$:

$$D = \frac{E't'^3}{12(1-\mu'^2)}; \tag{27.19}$$

$$t' = 2\sqrt{3}\sqrt{\frac{I}{A}}. \tag{27.20}$$

Introducînd notația $I = Ai^2$, unde $I$, $A$ și $i$ sînt momentul de inerție, aria și raza de girație a barelor învelitorii reticulate, se găsește:

$$t' = 2\sqrt{3}\,i. \tag{27.21}$$

În cazul în care barele sînt țevi circulare, $i = d/3$, pentru grosimea $t'$ rezultă:

$$t' = \frac{2d}{\sqrt{3}}. \tag{27.22}$$

Se poate considera că $t' \cong d$, adică grosimea materialului învelitorii echivalente celei reticulate ar fi cu aproximație cît diametrul barelor învelitorii reticulate.

Calculul structurilor reticulate planare dublu strat se poate efectua prin metoda deplasărilor. Se poate face și un calcul aproximativ suficient de exact pentru scopuri practice, asimilînd rețeaua cu o placă și aplicînd relațiile de calcul ale mediului continuu.

Pentru a avea o privire de ansamblu asupra încadrării în domenii economice, a diverselor structuri, inclusiv a celor reticulate, este prezentat tabelul 27.1.

## 27.8. INSTABILITATEA STRUCTURILOR RETICULATE

### 27.8.1. TIPURI DE INSTABILITATE

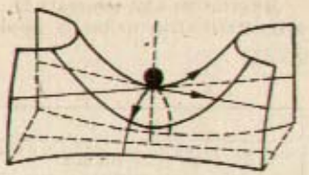
• Dacă în timpul procesului de încărcare a structurilor elastice nu au loc pierderi de energie, încărcările critice pot fi determinate cu ajutorul metodelor energetice. În timpul pierderii stabilității se produc deplasările $v$ și punctele de aplicare a încărcărilor $w$ se schimbă. Astfel, are loc o modificare a energiei potențiale care se măsoară prin lucrul mecanic produs de aceste încărcări, $L_d(w, v)$. Prin deformare în structură se înmagazinează o energie potențială de deformație $E_d(v)$, care produce revenirea structurii în poziția inițială, odată cu descărcarea ei, care se măsoară prin lucrul mecanic efectuat de eforturi. Energia potențială totală $\pi$ este

$$\pi = E_d(v) - L_d(w, v). \tag{27.23}$$

*Tabelul 27.1*

| Denumire | SISTEME PORTANTE | Deschideri $l$ (m): 10 · 10 15 20 30 40 50 70 100 · 200 300 500 |
|---|---|---|
| SISTEME MAS-ACTIVE | $\frac{b}{l} \approx \frac{1}{2}$ Placă | |
| | $\frac{b}{l} \approx \frac{2}{3}$ Grinzi princ. și sec. | |
| | $\frac{b}{l} \approx \frac{2}{3}$ Arce | |
| SISTEME VECTOR-ACTIVE | $\frac{b}{l} \approx \frac{1}{4}$ Ferme | |
| | $\frac{b}{l} \approx \frac{2}{3}$ Ferme princ. și sec. | |
| | $\frac{b}{l} \approx \frac{1}{15}$ Placă reticulată | |
| SISTEME DE ÎNVELITORI CU SIMPLĂ SAU DUBLĂ CURBURĂ | $\frac{b}{l} \approx \frac{1}{10}$ Plăci cutate | |
| | $\frac{b}{l} \approx \frac{1}{3}$ Calote sferice cu arce marginale | |
| SISTEME FORMACTIVE - SISTEME SUPUSE LA ÎNTINDERE | $\frac{b}{l} \approx \frac{1}{1}$ Paraboloid hiperbolic | |
| | $\frac{b}{l} \approx \frac{1}{2}$ Rețele de cabluri | |
| | Sistem portant de cabluri combinat cu un sistem vector activ | |

Fig. 27.13. Exprimare intuitivă a echilibrului.



Pentru a studia echilibrul structurilor cu ajutorul energiei potențiale totale $\pi$ se utilizează cele două axiome ale lui Thompson [60]:

— pentru ca o structură să fie în echilibru este necesar și suficient ca energia potențială totală să aibă valori staționare (maxime, minime sau inflexiuni);

— pentru ca o structură să fie în echilibru stabil este necesar și suficient ca energia potențială totală să prezinte o valoare minimă.

O prezentare a tipurilor de instabilitate din punct de vedere energetic (fig. 27.13) este dată în figura 27.14.

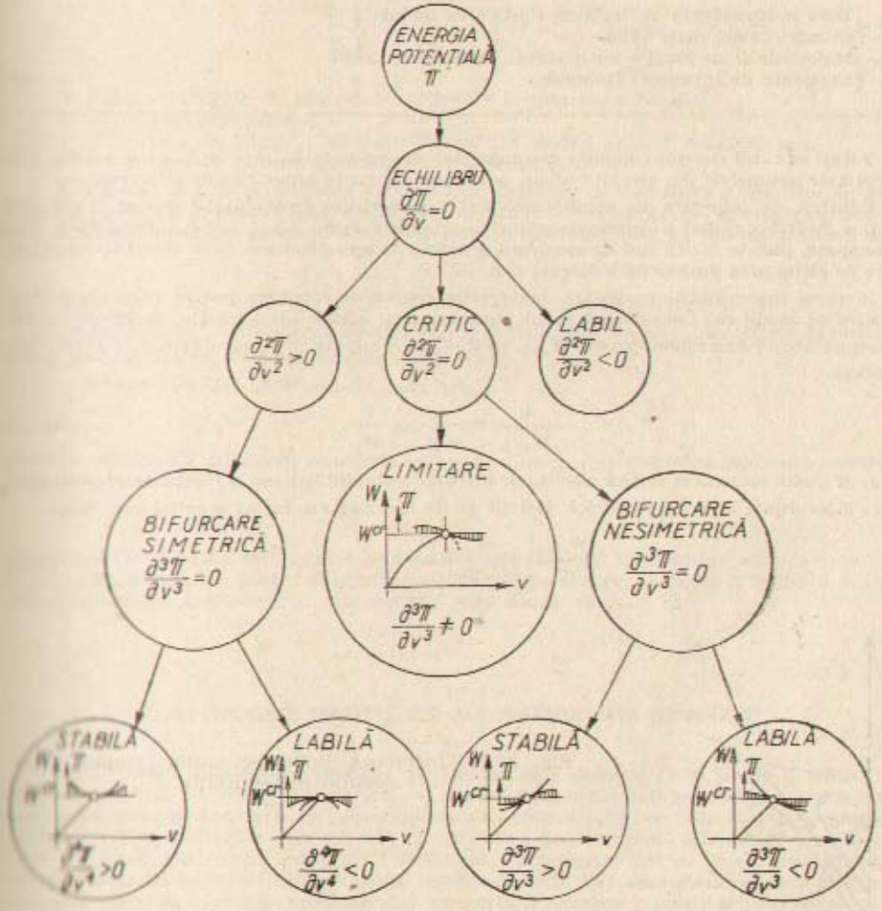
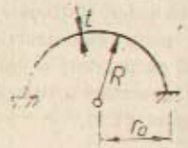



Fig. 27.14. Tipuri de instabilitate definite din punct de vedere energetic.

Bifurcațiile sînt generate la structuri cu simetrie fizică. Faptul acesta explică apartenența majorității structurilor la tipul de instabilitate prin bifurcare simetrică (tabelul 27.2).

*Tabelul 27.2*

| Bifurcare simetrică | |
|---|---|
| Stabilă | Labilă |
| — Inele comprimate radial<br>— Plăci plane încărcate în planul lor<br>— Cupole sferice acționate de o sarcină concentrată dispusă în lungul axei de rotație<br>— Paraboloidul hiperboli în șa | — Arcele<br>— Cupole sferice solicitate radial, avînd suprafețe de voalare locală pentru $\lambda > 5{,}5$ unde $\lambda \cong 1{,}86 \frac{r_0}{\sqrt{Rt}}$  |
| — Bare independente cu legături elastice în noduri<br>— Cilindri comprimați axial<br>— Hiperboloizi de rotație cu o pînză, comprimați axial<br>— Segmente de învelitori toroidale | |



Totuși în cazul sferelor complete sau cupolelor sferice pleoștite care au $\lambda > 5{,}5$, acestea fiind deformate nesimetric din sarcini radiale, pot apare și puncte asimetrice de bifurcare.

Punctele de bifurcare ale echilibrului sînt caracteristice instabilității arcelor și cupolelor sferice încărcate radial și deformate asimetric, cupolele avînd $3{,}3 < \lambda < 5{,}5$. După cum arată Thompson, puncte limită sînt de asemenea generate de imperfecțiuni $\varepsilon_i$, la structuri caracterizate de altfel prin puncte de bifurcare (fig. 27.15).

În cazul instabilității neelastice, încărcările critice determinate pentru cazul comportării elastice se modifică. Considerînd cazul unui material elastic-ideal plastic, încărcarea critică corespunzătoare domeniului plastic $W_{cr,p}$, poate fi determinată cu ajutorul rețelei de interacțiune Rankine

$$\frac{1}{W_{cr,p}} = \frac{1}{W_{cr}} + \frac{1}{W_p}. \tag{27.24}$$

unde $W_{cr}$ este încărcarea critică elastică de pierdere a stabilității, iar $W_p$ — încărcarea care produce mecanismul de cedare plastică. Relația poate fi scrisă sub forma ecuației unei drepte

$$\frac{W_{cr,p}}{W_{cr}} + \frac{W_{cr,p}}{W_p} = 1 \tag{27.25}$$

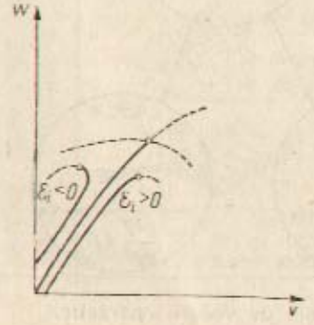



Fig. 27.15. Influența imperfecțiunilor asupra caracterului instabilității.



sau sub forma unei hiperbole

$$\frac{W_{cr,p}}{W_{cr}} = \frac{1}{1 + \frac{W_{cr}}{W_p}} = c_p. \tag{27.26}$$

Relația (27.26) precizează coeficientul $c_p$ de reducere a sarcinii critice față de situația comportării elastice.

● La structurile reticulate, de tipul învelitorilor reticulate simplu strat, învelitoarea se manifestă prin:

— flambajul individual al unei bare din structură, nodurile rămînînd fixe;

— flambajul colectiv al tuturor barelor care concură într-un nod, celelalte noduri rămînînd nedeplasate; acest mod de pierdere a stabilității poartă numele de instabilitate de nod și se manifestă prin saltul echilibrului;

— pierderea stabilității prin antrenarea mai multor noduri și bare din structura reticulată, denumită și instabilitate generală.

Cu toate că obiectul cercetării este comun, determinarea sarcinilor critice în cele trei situații se bazează pe o varietate de modele matematice.

Considerînd cazul unei geometrii perfecte pentru învelitorile sferice și cilindrice reticulate, avînd bare rigid fixate în noduri se calculează coeficientul $\mu$ definit de relația

$$\frac{L^2}{R_i}\sqrt{\frac{2}{3} + \frac{GI}{EI}} = \mu^2 \tag{27.27}$$

unde:

$EI$, $GI$ sînt rigiditățile de încovoiere, respectiv la răsucire a barelor;

$L$ — lungimile barelor;

$i$ — raza de girație a secțiunii barelor (în studiul amintit țevi circulare);

$R$ — raza de curbură a învelitorii curbe reticulate.

S. E. Forman și I. W. Huchinson apreciază că pierderea de stabilitate a învelitorilor reticulate se produce prin voalare generală în cazul în care lungimea semiundei de voalare este mult mai mare decît lungimea barelor, iar efortul în bare este mult inferior sarcinii critice Euler, adică

$$\mu^2 \ll \pi^2.$$

În această situație determinarea sarcinii critice pentru învelitoarea curbă reticulată poate fi făcută prin utilizarea mediului continuu echivalent.

Dacă rețeaua este rară, alcătuită din bare lungi,

$$\mu^2 \gg \pi^2$$

pierderea stabilității structurii reticulate se produce local (instabilitatea barei sau nodului).

În cazul unei valori

$$\mu^2 \simeq \pi^2$$

și dacă eforturile axiale determinate din voalare generală sau flambaj ale unei bare sînt de același ordin de mărime, pentru determinarea încărcărilor critice, nu poate fi utilizată metoda mediului continuu echivalent, ci alte metode (vezi anexa 27.1).

*ANEXA 27.1*

## 27.A.1. MODELE MATEMATICE ALE INSTABILITĂȚII GENERALE

27.A.1.1. **Modele matematice continue ale instabilității generale.** Verificarea condiției de stabilitate generală a învelitorilor reticulate se bazează în mod obișnuit pe sarcina critică a învelitorii echivalente, dedusă cu teoria convențională a învelitorilor, în cazul căreia starea premergătoare pierderii stabilității se exprimă prin teoria liniară de membrană. Întrucît în cazul învelitorilor continue, datele experimentale au arătat mari nepotriviri față de teoria convențională, îndeosebi în cazul învelitorilor sensibile la imperfecțiuni, a fost dezvoltată o teorie perfecționată, mai completă, bazată pe considerentul comportării neliniare a învelitorii înainte de pierderea stabilității, cît și pe considerarea condițiilor complete de contur în stadiul de preflambaj și flambaj.

Criteriile de stabilitate, bazate pe teoria convențională a instabilității generale, sînt exprimate prin formula de instabilitate. În schimb, criteriile de stabilitate, bazate pe teoria completă a instabilității generale, sînt exprimate de obicei prin formulele implicite, cum ar fi exprimarea numerică a sarcinii critice funcție de valori specifice date variabilelor definind sistemul. În consecință, existența unor formule pentru determinarea sarcinii critice de pierdere a stabilității este indiciul sigur al considerării în studiul de flambaj a teoriei liniare de membrană.

Echivalența dintre structura reticulată și mediul continuu corespunzător, poate fi stabilită pe baza metodelor rigidității echivalente sau rigidității divizate. Prima grupă de metode se bazează pe condiția stabilirii unor deformații identice sau similare a sistemului discret și a mediului continuu la sarcini statice sau energii de deformații echivalente.

După S. E. Forman și I. W. Huchinson, validitatea echivalenței stabilite între structura reticulată și mediul continuu, este condiționată de prinderea rigidă a barelor în noduri și de condiția ca forța axială $N$ din bare să fie inferioară cu 30% valorii sarcinii critice dată de Euler,

$$N \leqslant 0{,}7\,\frac{\pi^2 EI}{L^2}. \tag{27.A.1}$$

În această situație eforturile critice pe baza mediului continuu echivalent $N^{cr}_{ECH}$ diferă cu cel mult 10% de cele ale sistemului discret.

Influența gradului de fixare a barei la moment $0 \leqslant \eta_i \leqslant 1$

$$\eta_i = \frac{1}{1 + \dfrac{4EI}{L}\cdot\dfrac{1}{k}}, \tag{27.A.2}$$

unde $0 \leqslant k \leqslant \infty$ este constanta elastică a resortului de fixare la moment a barei în nod. Raportul $C_n = N^{cr}_{DIS}/N^{cr}_{ECH}$ poate fi apreciat, în cazul unei geometrii perfecte, prin formule date de Forman și Huchinson [53] și [122].

$$C_n = \frac{\sqrt{(1+3\eta)\eta_i}}{(1+\eta_i)} \tag{27.A.3}$$

și reprezentat grafic în figura 27.A.1.

Formulele pentru determinarea sarcinilor critice, deduse pe baza teoriei convenționale a învelitorilor, pot fi utilizate pentru determinarea sarcinilor critice a plăcilor curbe reticulate, iar criteriul de stabilitate generală, care rezultă, este simplu și eficient. Astfel, în cazul unei învelitori reticulate sferice complete, supusă acțiunii unei sarcini radiale uniforme, sarcina critică are valoarea

$$p^{cr} = \frac{4}{R^2}\sqrt{D'E'}, \tag{27.A.4}$$

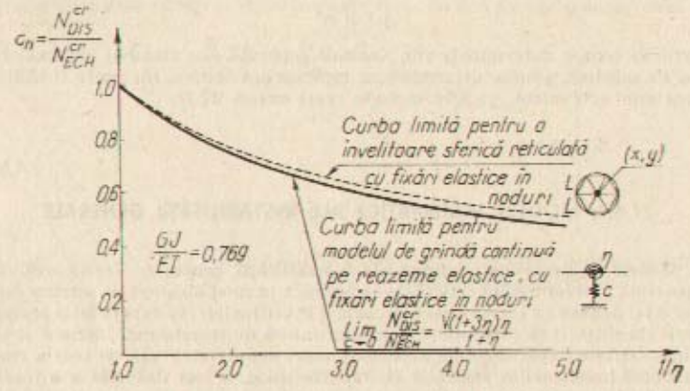



Fig. 27.A.1. Influența fixării elastice a barelor în noduri în analogie cu modelul de grindă continuă pe reazeme elastice.



$$D' = \frac{\sqrt{3}}{4L}\left(3 + \frac{GJ}{EI}\right) EI, \tag{27.A.5}$$

$$E' = \frac{2A}{\sqrt{3}\,L} E, \tag{27.A.6}$$

sînt caracteristicile învelitorii echivalente.

La aplicarea unui astfel de criteriu există anumite surse de erori care afectează siguranța r
— neglijarea imperfecțiunilor la învelitorile sensibile conduce la supraestimarea sarcinilor critice;
— considerarea unui criteriu de pierdere a stabilității, dedus pentru o situație de încărcare (în cazul cupolelor sferice supuse ca presiuni radiale la care instabilitatea are loc prin bifurcare); în cazul altei situații de încărcare (sarcini gravitaționale) intervine un alt tip de instabilitate.

27.A.1.2. **Modele matematice discrete ale instabilității generale.** Există puține criterii explicite de stabilitate bazate pe formulări discrete exacte, formulele cunoscute pentru determinarea sarcinilor critice fiind produsul analizei convenționale a stabilității.

Modelele matematice discrete ale instabilității generale pot fi formulate matriceal sau în diferențe finite. Formularea matriceală, bazată pe teoria micilor deplasări, a fost utilizată de diverși cercetători, Hussey, L. Renton, D. și alții, asupra plăcilor curbe reticulate, din ale căror lucrări reiese rolul important al comportării neliniare asupra pierderii stabilității.

Analiza stabilității bazată pe formularea în diferențe finite a fost dată de Forman și Huchinson în lucrarea [53]. Astfel, considerînd pentru o porțiune de învelitoare sferică reticulată rețeaua hexagonală dată în figura 27.A.1, ei au determinat o ecuație în diferențe finite de ordinul 12, scrisă simbolic

$$\alpha\omega_{x,y} = 0, \tag{27.A.7}$$

care admite soluții periodice de forma

$$\omega_{x,y} = \sin\gamma x \sin\delta y, \tag{27.A.8}$$

unde $\omega_{x,y}$ este deplasarea normală la învelitoare în punctul $(x, y)$, iar $\gamma$ și $\delta$ sînt lungimile de undă ale lucrului de voalare pe direcțiile $x$, respectiv $y$.

Pentru diverse valori ale lui $\gamma$ și $\delta$, Forman și Huchinson au determinat valori critice ale forței axiale $N$ în bare, utilizînd funcția $F$ în mai mulți parametri

$$F\left(\frac{NL^2}{EI}, \gamma, \delta, \frac{L}{i}, \sin\frac{\alpha}{2}, \frac{GJ}{EI}, \eta\right) = 0, \tag{27.A.9}$$

$\alpha$ fiind unghiul la centru corespunzător unei bare a rețelei.

În figura 27.A.2 funcție de zvelteța $L/i$ a barei, se dă variația raportului $C_n = N^{cr}_{DIS}/N^{cr}_{ECH}$, unde $N^{cr}_{DIS}$ este valoarea critică a eforului axial determinată, considerînd structura discretă, iar $N^{cr}_{ECH}$ rezultînd dintr-un calcul de mediu continuu echivalent, pe baza relației

$$\frac{N^{cr}_{ECH}\,L^2}{EI} = \mu^2. \tag{27.A.10}$$

În parametru se consideră unghiul $\alpha$. În figura 27.A.2 cu linie întreruptă au fost trasate de asemenea curbele corespunzătoare parametrului

$$\varepsilon = \frac{L}{\sqrt{Rt}}. \tag{27.A.11}$$

Din figură rezultă că doar în cazul unor zvelțe mici ale barelor, diferențele față de efortul critic $N^{cr}_{DIS}$ sînt mici. Diferențele cresc cu atît mai mult cu cît zvelțeța barei crește, iar efortul critic se apropie de cel de flambaj al barei. Diferențele sînt mai pronunțate la rețelele rare.

Alt aspect considerat de aceiași autori, prezentat în figurile 27.A.1 și 27.A.3 este cel al gradului de fixare a barelor în noduri [122].

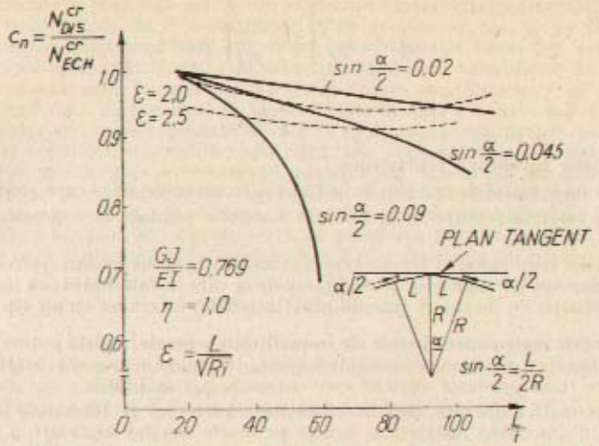



Fig. 27.A.2. Variația raportului Cn funcție de zvelțețea barei $L/i$.

În lucrarea [60] se propune un coeficient $C_b$ prin care se ține cont de influența reducerii rigidității barelor în vecinătatea flambajului

$$C_b = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{N_E^{cr}}{N_{ECH}^{cr}}\right)^2}}, \tag{27.A.12}$$

unde $N_E^{cr}$ este sarcina critică a lui Euler $N_E^{cr} = \pi^2 EI/L^2$.

Împreună cu coeficientul $C_s$ dat de relația (27.A.3), coeficientul $C_b$ poate servi determinării efortului $N_{DIS}^{cr}$ în situația în care se cunoaște $N_{ECH}^{cr}$.

$$N_{DIS}^{cr} = C_s C_b N_{ECH}^{cr}. \tag{27.A.13}$$

În cazul cilindrului reticulat, solicitat ca în figura 27.A.4, Forman și Huchinson determină o funcție de parametri asemănătoare celei date în expresia (27.A.10). Concluziile care rezultă în acest caz sînt similare celor din cazul pierderii stabilității generale a învelitorilor sferice reticulate.

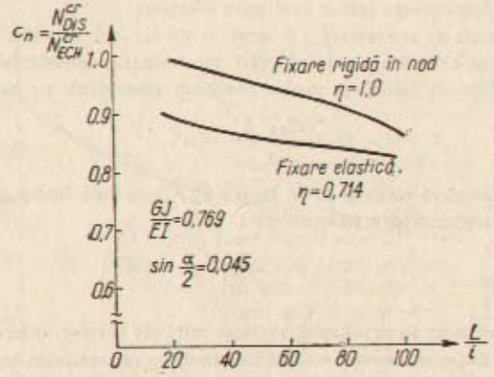



Fig. 27.A.3. Variația raportului $C_s$ în funcție de modul de fixare a barei în nod.



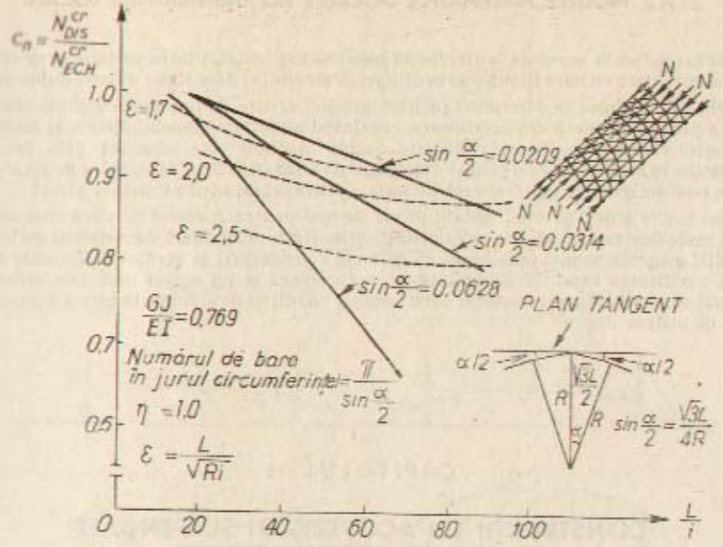



Fig. 27.A.4. Pierderea de stabilitate a unui cilindru reticulat, acționat de o sarcină axială de compresiune.

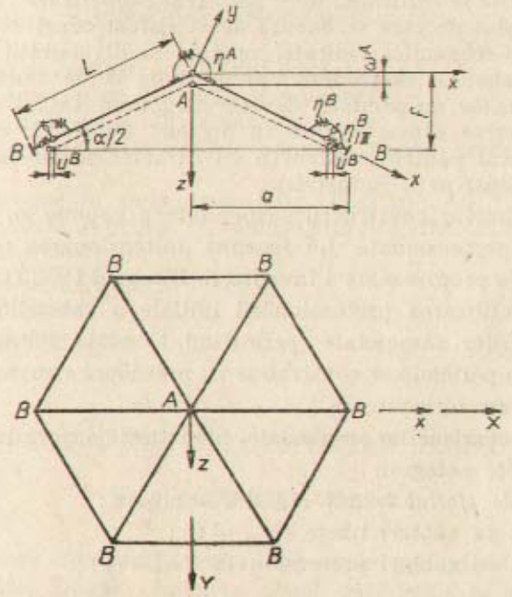



Fig. 27.A.5. Prezentare schematică a modelului de calcul a instabilității în nod.

### 27.A.2. MODELE MATEMATICE DISCRETE ALE INSTABILITĂȚII LOCALE

Instabilitatea locală se referă la flambajul barei sau la instabilitatea nodului prin saltul echilibrului. Se consideră că bara flambează la atingerea sarcinii critice Euler a barei dublu articulate.

Instabilitatea nodului se determină pe baza sarcinii critice de limitare a echilibrului. Se consideră fie o porțiune izolată din învelitoare, conținînd nodul, fie modelul discret al întregii învelitori. Efectul restului învelitorii reticulate asupra nodului este idealizat prin considerarea fixării elastice în noduri a barei celulei reticulate de bază (fig. 27.A.5). Gradul de fixare elastică la rotire $\eta$ este determinat mai frecvent pe baza analizei rigidității rețelei de grinzi.

Cele mai multe studii privind instabilitatea de nod pentru modelul de sferă completă întrebuințează metodele matriceale ale neliniarității geometrice. Ele diferă de metodele matriceale ale instabilității generale numai prin aceea că în locul considerării în stadiul de flambaj a întregii învelitori, verificarea condiției de stabilitate se limitează la un singur nod. Din această cauză apare ca naturală combinarea ambelor verificări ale condiției de stabilitate într-o singură analiză neliniară de sistem discret.

CAPITOLUL 28

# CONSTRUCȚII CU ACOPERIȘURI SUSPENDATE PE CABLURI PRETENSIONATE*

## 28.1. GENERALITĂȚI. DOMENII DE UTILIZARE

Cunoscute și utilizate din cele mai vechi timpuri pentru realizarea de corturi, structurile suspendate moderne au apărut de-abia în secolul trecut, cînd au fost folosite la realizarea unor poduri și acoperișuri.

Interesul deosebit de care se bucură acest sistem constructiv este datorat eficienței tehnico-economice ridicate, precum și diversității și suppleței formelor arhitecturale. La deschideri mai mari de 70 m indicele de consum redus al structurilor suspendate devine inegalabil față de oricare dintre soluțiile constructive utilizate pînă în prezent. Folosirea acestui sistem se pretează în general pentru construcții cu caracter social-cultural și sportiv ca și la unele construcții industriale.

Experiența primelor construcții suspendate a condus la impunerea soluției structurilor pretensionate. La început pretensionarea cablurilor se realiza prin greutatea proprie mare a învelitorii. Din anul 1952 (Raleigh Arena — S.U.A.) începe utilizarea pretensionării inițiale a cablurilor sporind astfel eficiența structurilor suspendate permițînd totodată folosirea învelitorilor ușoare. În ultima perioadă se construiesc cu precădere structuri avînd cabluri portante și cabluri întinzătoare.

**Clasificarea acoperișurilor suspendate.** Structurile suspendate pot fi clasificate în mai multe categorii :

- *în funcție de efortul inițial* $N_{i0}$ din cablu în :
  - structuri cu cabluri libere ($N_{i0} = 0$) ;
  - structuri cu cabluri pretensionate ($N_{i0} = p$) ;

* La întocmirea prezentului capitol a colaborat dr. ing. Silvia Hagiescu de la INCERC-București.



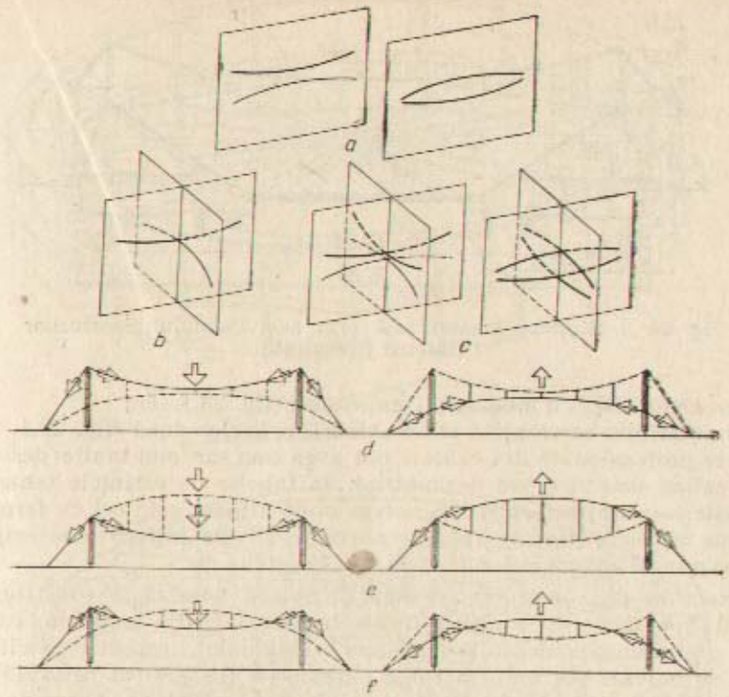



Fig. 28.1. Modul de așezare al cablurilor (*a, b, c*) și scheme de ferme plane din cabluri (*d, e, f*).

- după *modul de realizare a efortului inițial* :
  - pretensionare prin greutate permanentă ;
  - pretensionare cu cablu întinzător ;
- după *planele care cuprind curbele inverse* (structuri pretensionate cu cablu întinzător) :
  - curbe inverse în același plan (fig. 28.1, *a*) ;
  - curbe inverse cuprinse în planuri diferite (fig. 28.1, *b*) ;
  - mixte (fig. 28.1, *c*) ;
- după *modul de solicitare* :
  - structuri plane ;
  - structuri spațiale.

## 28.2. STRUCTURI SUSPENDATE PLANE

### 28.2.1. ALCĂTUIREA GENERALĂ

Structurile plane reprezintă una dintre cele mai eficiente rezolvări ale folosirii cablurilor. Dintre sistemele plane mai utilizate sînt fermele pretensionate din cabluri. Ca forme de alcătuire se pot considera :

— ferme concave, cu toate elementele solicitate la întindere (fig. 28.1, *d*) ;

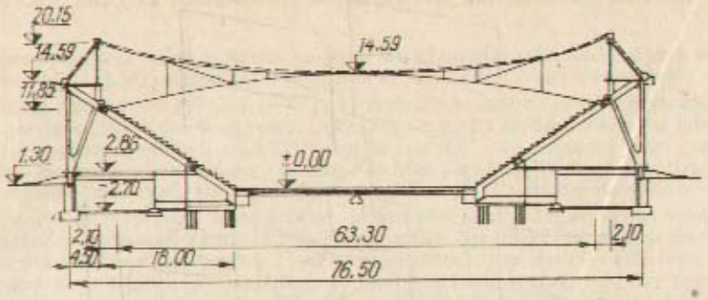



Fig. 28. 2. Secțiune transversală prin sala Palatului Sporturilor și Culturii (București).

— ferme convexe, cu montanți comprimați (fig. 28.1, *e*) ;
— ferme mixte, ca rezultat al combinării primelor două (fig. 28.1, *f*).

Fermele pretensionate din cabluri pot avea una sau mai multe deschideri ; se pot realiza simetrice sau nesimetrice, în funcție de cerințele tehnologice, funcționale sau arhitecturale. Un sistem mult utilizat este cel cu ferme concave unde legătura dintre cablurile portante și cele întinzătoare este realizată cu ajutorul diagonalelor (sistem D. Jawerth).

Un exemplu de construcție realizată în țara noastră îl constituie Sala Palatului Sporturilor și Culturii (proiectată de ISLGC), realizată cu ferme concave pretensionate alcătuite în sistem triunghiular, respectiv cu cîte două grupuri de cabluri portante la talpa superioară (la 1,80 m distanță) și un grup de cabluri întinzătoare la talpa inferioară. Distanța între axele fermelor este de 4,50 m. Cablurile sînt ancorate în elemente metalice triunghiulare montate pe tribunele din beton armat (fig. 28.2). O construcție similară o reprezintă patinoarul acoperit din Galați.

Fermele pot acoperi construcții cu forme diferite în plan. O variantă se poate realiza în formă de roată de bicicletă, alcătuită din ferme plane care se întîlnesc pe un element (inel) central (fig. 28.3).

### 28.2.2. DETALII CONSTRUCTIVE

28.2.2.1. **Tălpile.** Tălpile fermelor se alcătuiesc din unul sau mai multe cabluri în funcție de eforturile ce se dezvoltă în ele. Nu se recomandă întreruperea și înnădirea cablurilor între ancoraje în structura de rezemare. Cablurile se pot dispune în secțiune : tangente între ele (fig. 28.4) sau distanțate. Solidarizarea cablurilor distanțate se poate realiza fie cu ajutorul unui singur element rigid (fig. 28.5), care impune deplasări egale pentru întregul ansamblu în dreptul nodului, sau în elemente individuale (fig. 28.6).

Distanța dintre cablurile care alcătuiesc tălpile fermelor variază în funcție de soluția constructivă adoptată și poate ajunge la dispunerea cablurilor componente ale tălpilor în două sau mai multe grupuri distanțate cu 1...2 m.

28.2.2.2. **Diagonalele și montanții.** În funcție de natura eforturilor din montanți și diagonale (compresiune sau întindere) aceste elemente se pot confecționa din : profile laminate, oțel rotund sau cabluri.



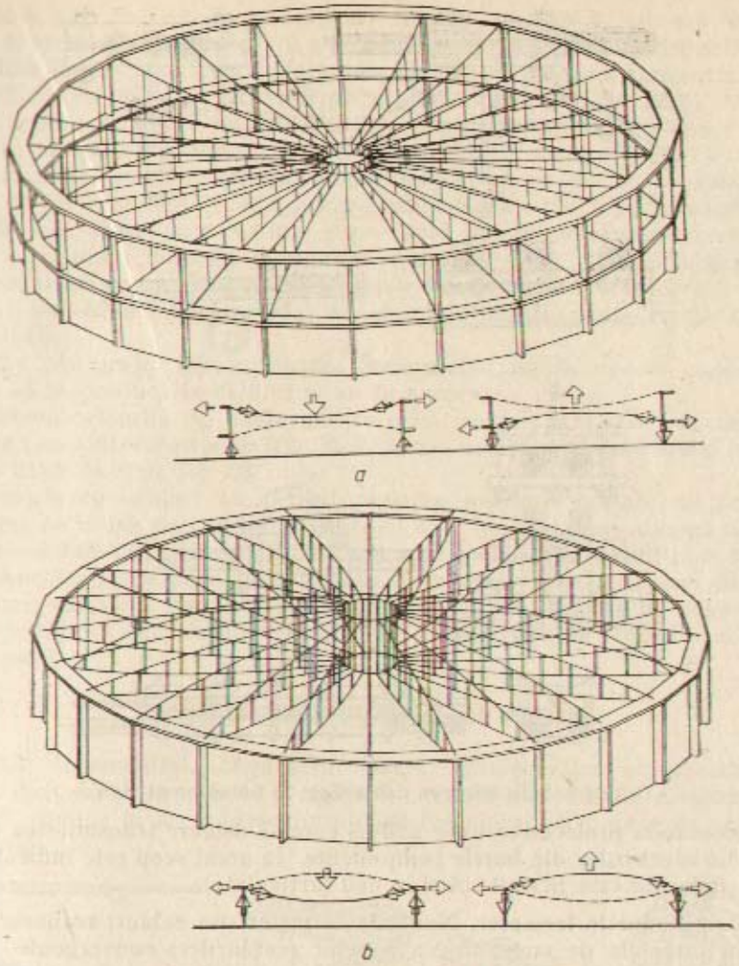



Fig. 28.3. Construcții circulare cu ferme plane :
*a* — ferme concave ; *b* — ferme convexe.

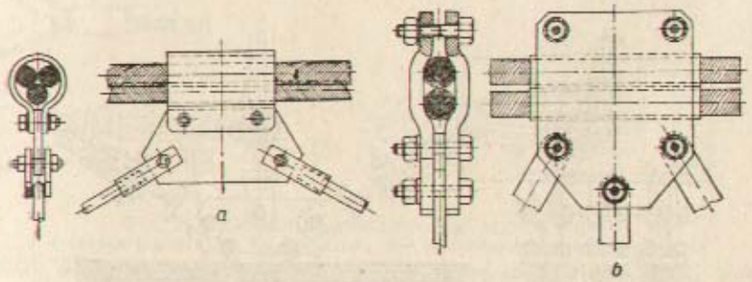



Fig. 28.4. Solidarizarea cablurilor tangente.

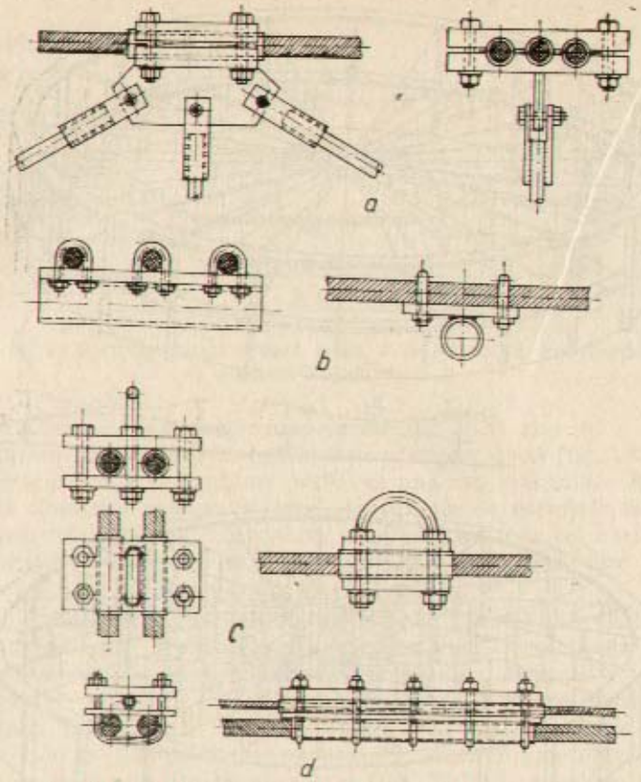



Fig. 28.5. Solidarizarea cablurilor cu un element rigid.

Se recomandă proiectarea unor noduri care să asigure transmiterea cît mai centrată a eforturilor din barele componente. În acest scop este indicată utilizarea prinderilor care permit rotiri în nod (articulate).

28.2.2.3. **Nodurile fermelor.** Nodurile fermelor din cabluri realizează prinderea în punctele de conexiune a barelor (cablurilor) convergente. Piesele de prindere prin intermediul cărora se realizează nodurile se fixează pe cablurile tălpilor de regulă cu ajutorul unor şuruburi de înaltă rezistenţă pretensionate. Solicitările care se dezvoltă între aceste elemente se transmit prin frecarea care apare din cauza strîngerii puternice.

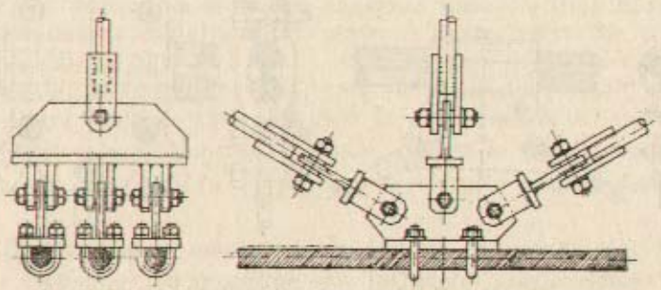


Fig. 28.6. Prinderea cablurilor cu elemente individuale.



Nodurile pot fi fixate cu : brăţări închise (fig. 28.4, *a*) sau deschise (fig. 28.4, *b*) strînse în şuruburi, cu platbande avînd şanţuri cilindrice prin care se trec cablurile (fig. 28.5, *a*), cu platbande plane care presează tangent cablurile (fig. 28.5, *c*), cu bride şi platbande plane (fig. 28.5, *b*, *d* şi fig. 28.6). Aderenţa cablurilor la noduri este îmbunătăţită prin introducerea unei cămăşi de aluminiu în dreptul nodului.

La calculul forţei de strîngere a şuruburilor se va lua în considerare că efortul de pretensionare $N_s$ din şurub poate scădea cu 30% ca urmare a unor cauze diverse, dintre care cea mai importantă este micşorarea secţiunii transversale a cablului datorită alungirilor care apar sub acţiunea solicitărilor. Coeficientul de frecare dintre cablu şi piesele de oţel se poate considera $\mu = 0.12$; în cazul intercalării unei cămăşi de aluminiu acesta poate creşte la $\mu = 0{,}13 \ldots 0{,}16$.

28.2.2.4. **Ancoraje.** Dimensionarea ancorajelor are în vedere condiţia ca ruperea să se producă în cabluri şi nu în ancoraje.

Ancorarea cablurilor se poate realiza prin : ochiuri matisate (fig. 28.7, *a*) ; cu cleme ; cu ajutorul penelor (fig. 28.7, *b*) sau cu ajutorul unor aliaje (compoziţii pe bază de zinc, fig. 28.7, *c*).

Ancorajele cu ochiuri nu permit reglarea lungimii cablului la prindere. Ancorarea cu cleme prezintă dezavantajul unei lungimi mari a zonei de ancorare şi necesitatea luării în consideraţie a unui coeficient al condiţiilor de lucru redus. Ancorajele cu pene prezintă avantajul unor toleranţe mari de tăiere a lungimii cablului, dar prezintă dezavantajul posibilităţii de scăpare din blocaje în timpul solicitărilor variabile. Pe scară largă sînt utilizate ancorajele cu compoziţie.

## 28.2.3. CALCULUL STRUCTURILOR PLANE*

28.2.3.1. **Generalităţi.** Deplasările mari, caracteristice structurilor din cabluri, dezvoltate ca urmare a rigidităţii reduse a elementelor componente (cabluri), conduc la necesitatea formulării calculului în ipoteza de calcul de ordinul doi.

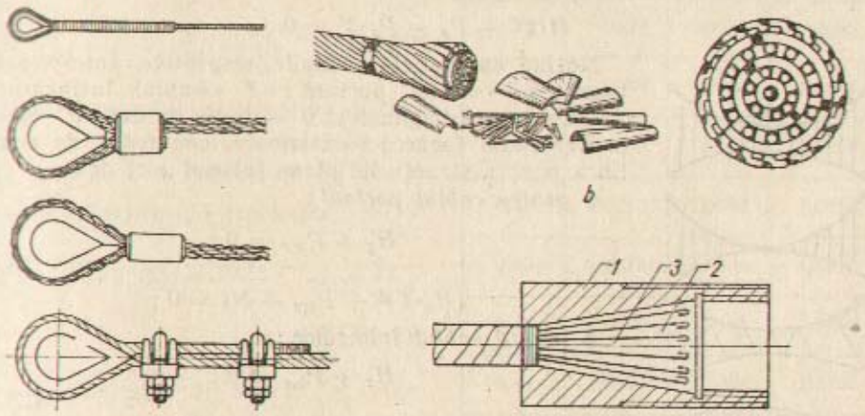



Fig. 28.7. Detalii de realizare ale ancorajelor :
*1* — corpul manşonului de ancorare ; *2* — conul interior ; *3* — compoziţia.

* Calculele de la punctele 28.2.3 şi 28.3.3 au la bază procedeele date de F. K. Schleyer în lucrarea autorului Otto Frei (Stuttgart) — Zugbeanspruchte konstruktionen Band II. Ullsteir Fachverlag — 1966.

Tratarea structurilor din cabluri ca un ansamblu de bare prezintă avantajul posibilității de utilizare a metodelor generale de calcul (metoda deplasărilor sau metoda eforturilor). Programul de calcul prezentat la § 28.2.3.2 se bazează pe metoda deplasărilor care conduce la unele avantaje cum sînt : asamblarea simplă a matricei de rigiditate a structurii, tratarea unitară a sistemelor static determinate și nedeterminate și posibilitatea aplicării programului atît la structuri plane, cît și la cele spațiale.

Datele inițiale necesare calculului cu programul automatizat se obțin prin predimensionare.

28.2.3.2. **Predimensionarea.** Un calcul aproximativ, dar accesibil, se poate efectua folosind o metodă de calcul bazată pe ipotezele mediului continuu. Acest procedeu prezintă și unele dezavantaje ca : tratarea structurii acoperișului independent de structura de rezemare, necesitatea unei geometrii simetrice pentru structură și considerarea ipotezelor de încărcare uniform distribuită aplicată pe întreaga structură.

28.2.3.2.1. *Elemente generale.* Utilizînd notațiile ce se vor prezenta la punctul 28.3.3.1 și considerînd structura ca avînd curbele cuprinse în planul *xoz* (fig. 28.8), vectorul de poziție al unui punct deplasat al sistemului $\bar{r}$ are forma :

$$\bar{r} = r + \omega = \{\bar{x},\ \bar{y},\ \bar{z}\} = \{x + u,\ y + v,\ z + w\}. \qquad (28.1)$$

Plecînd de la expresia echilibrului în forma generală (relația 28.28), ecuațiile de echilibru pentru ferme devin :

$$\begin{aligned} H' + P_x &= 0\ ; \\ (H\cdot\bar{y}')' + P_y &= 0\ ; \\ (H\cdot\bar{z}')' + P_z &= 0. \end{aligned} \qquad (28.2)$$

Observînd că $H' = -P_x$ și $H'\cdot\bar{y}' = -P_x\bar{y}'$ relația (28.2) se mai poate scrie:

$$\begin{aligned} H' + P_x &= 0\ ; \\ H\cdot\bar{y}'' + P_y - P_x\cdot\bar{y}' &= 0\ ; \\ H\cdot\bar{z}'' + P_z - P_x\cdot\bar{z}' &= 0. \end{aligned} \qquad (28.3)$$

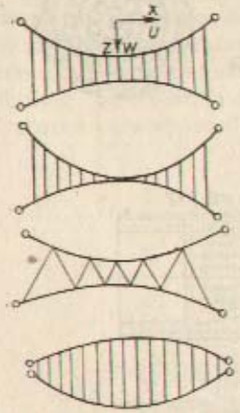


Fig. 28.8. Structuri cu cabluri avînd curburi inverse.

Notînd cu indici mărimile respective corespunzătoare : 1 — cablul portant ; 2 — cablul întinzător ; 3 — montanți (diagonale) ; 0 — stadiu de nul ; $P$ — efect provenit din încărcări exterioare, condițiile de echilibru pentru structurile plane (planul *xoz*) devin :

- *pentru cablul portant* :

$$\begin{aligned} H_1' + P_{1,x} &= 0\ ; \\ (H_1\cdot\bar{z}')' + P_{1,z} + N_3 &= 0\ ; \end{aligned} \qquad (28.4)$$

- *pentru cablul întinzător* :

$$\begin{aligned} H_2' + P_{2,x} &= 0\ ; \\ (H_2\cdot\bar{z}')' + P_{2,z} - N_3 &= 0. \end{aligned} \qquad (28.5)$$

Echilibrul în stadiul de nul se realizează în condițiile : $P_x = P_z = 0$ ; $H = H_0$ și $N_3 = N_{3,0}$, deci :

$$N_{3,0} = -H_{1,0}Z_1'' = H_{2,0}Z_2''. \qquad (28.6)$$



care se mai poate scrie :

$$\frac{H_{1,0}}{H_{2,0}} = -\frac{Z_2''}{Z_1''} = \rho > 0. \qquad (28.7)$$

Se observă că dacă se aplică o forță de pretensionare în una din tălpile fermei, cealaltă talpă va fi solicitată de eforturi dependente de geometria structurii.

28.2.3.2.2. *Relații aproximative de calcul.* Calculul eforturilor din tălpi se efectuează cu relațiile prezentate în cele ce urmează, deduse în baza ipotezelor expuse anterior.

*Valorile sistemului* :

— coeficienți în funcție de geometrie :

$$k_1 = -Z_1'' = \frac{8f_1}{l_1^2}\ ;\ k_2 = \frac{8}{l_2^2}\ ; \qquad (28.8)$$

$$\rho = \frac{k_2}{k_1}\ ;\ \text{iar pentru } l_1 = l_2,\quad \rho = \frac{f_2}{f_1}\ ; \qquad (28.9)$$

— influența geometriei asupra rigidității se exprimă prin :

$$\xi_1 = \frac{4f_1}{l_1}\ ;\ \xi_2 = \frac{4f_2}{l_2}. \qquad (28.10)$$

Pentru calculul coeficienților de rigiditate ai structurii în tabelul 28.1 se dau valorile $\lambda$ în funcție de $\xi$ ;

— coeficienții de rigiditate :

$$\Phi_1 = \frac{E_1A_1}{l_1\lambda_1}\ ;\ \Phi_2 = \frac{E_2A_2}{l_2\lambda_2}\ ;\ \varphi = \frac{\Phi_2}{\Phi_1}\ ; \qquad (28.11)$$

— coeficienții de calcul ai eforturilor :

$$\omega_1 = \frac{1}{1 + \varphi\cdot\rho^2}\ ;\ \omega_2 = \frac{\varphi\cdot\rho^2}{1 + \varphi\cdot\rho^2} = 1 - \omega_1. \qquad (28.12)$$

*Tabelul 28.1*

| $\xi$ | Valori $\lambda$ | | |
|---|---|---|---|
| | Parabolă | Catenoid | Cerc |
| 0,00 | 1,0000 | 1,0000 | 1,0000 |
| 0,02 | | 1,0002 | |
| 0,04 | | 1,0008 | |
| 0,06 | | 1,0018 | |
| 0,08 | | 1,0032 | |
| 0,10 | | 1,0050 | |
| 0,12 | 1,0072 | 1,0072 | 1,0072 |
| 0,14 | 1,0098 | 1,0099 | 1,0099 |
| 0,16 | 1,0128 | 1,0129 | 1,0131 |
| 0,18 | 1,0163 | 1,0161 | 1,0166 |
| 0,20 | 1,0201 | 1,0203 | 1,0206 |
| 0,22 | 1,0244 | 1,0246 | 1,0251 |
| 0,24 | 1,0290 | 1,0291 | 1,0301 |
| 0,26 | 1,0341 | 1,0346 | 1,0356 |
| 0,28 | 1,0397 | 1,0403 | 1,0417 |
| 0,30 | 1,0456 | 1,0464 | 1,0483 |
| 0,32 | 1,0520 | 1,0531 | 1,0555 |
| 0,34 | 1,0588 | 1,0602 | 1,0633 |
| 0,36 | 1,0660 | 1,0678 | 1,0719 |
| 0,38 | 1,0737 | 1,0760 | 1,0811 |
| 0,40 | 1,0819 | 1,0846 | 1,0911 |
| 0,42 | 1,0905 | 1,0938 | 1,1019 |
| 0,44 | 1,0996 | 1,1036 | 1,1136 |
| 0,46 | 1,1091 | 1,1140 | 1,1262 |
| 0,48 | 1,1191 | 1,1249 | 1,1399 |
| 0,50 | 1,1296 | 1,1365 | 1,1547 |

*Valorile eforturilor* în cablurile fermei (*1* — portant, *2* — intinzător) se obțin cu relațiile :

$$H_{1P} \simeq \omega_1 \frac{P_z}{k_1} \; ; \; H_{2P} \simeq -\omega_2 \frac{P_z}{k_2} = -\varphi \cdot \rho \cdot H_{1P}$$

$$P_{3P} \simeq \omega_1 P_{2z} - \omega_2 P_{1z}. \qquad (28.13)$$

în care $P_z$ reprezintă încărcarea verticală ($P_x = P_y = 0$) uniform distribuită și simetrică aferentă unei ferme ; $P_{3P}$ — sarcina verticală uniform distribuită aferentă sistemului de montanți și diagonale, iar $P_{1z}$ și $P_{2z}$ — încărcarea uniform distribuită și simetrică aferentă cablurilor portante (1), respectiv întinzătoare (2).

*Deplasarea* (săgeata) maximă la mijlocul deschiderii se poate determina cu relația :

$$\mu \simeq 1{,}5 \frac{1}{k_1^2 \cdot l_1 \cdot \Phi_1} \cdot \omega_1 \cdot P_z. \qquad (28.14)$$

*Coeficienții încărcărilor și grupările de încărcări* sînt cele cunoscute conform standardelor 10101/0-75 și 10101/0A-77 completate cu cele din instrucțiunile tehnice P110-81 [S37].

Verificarea cerută din condiția ca solicitarea de calcul $S_c$ trebuie să nu depășească forța de calcul $F_c^*$. Forța de calcul $F_c$ este în funcție de efortul de rupere $F_r$ a cărui valoare minimă este dată de standardele de cabluri. Valoarea $F_c$ este dată de relația :

$$F_c = \gamma_s \cdot \gamma_c \frac{F_r}{\gamma_m} \qquad (28.15)$$

în care :

$\gamma_s$ este coeficientul condițiilor de lucru al elementului ($\gamma_s = 0{,}80 \ldots 0{,}85$) ;
$\gamma_c$ — coeficientul condițiilor de lucru al materialelor ($\gamma_c = 0{,}75 \ldots 0{,}80$) ;
$\gamma_m$ — coeficient al materialului ($\gamma_m = 1{,}15 \ldots 1{,}30$).

În cazul unor construcții de importanță deosebită se pot folosi și alți coeficienți.

Valoarea coeficientului global de siguranță admis pentru verificări experimentale se poate lua

$$c = \frac{n \cdot \gamma_m}{\gamma_s \cdot \gamma_c}, \qquad (28.16)$$

unde $n$ este coeficientul de supraîncărcare care poate varia între 2,00 și 3,00.

28.2.3.3. **Calculul automatizat (Programul CAPLA elaborat de INCERC).** Calculul prezentat în cele ce urmează adoptă deplasările generalizate ca necunoscute principale, iar structurile din cabluri se consideră ca sisteme statice oarecari la care deplasările generalizate sînt deplasări de translație. Tratarea ansamblului ca un sistem de bare prezintă avantajul posibilității calculării simultane a fermei din cabluri și a structurii de margine.

La aplicarea metodei generale a deplasărilor se consideră factorii specifici acestor structuri :

— alcătuirea geometrică a structurilor suspendate poate fi reprezentată prin forme critice, situații în care sistemul nu dispune de numărul de legături elastice specifice (bare) care să asigure o strictă indeformabilitate. În calcul se corectează configurația geometrică prin suplimentarea numărului real de bare, cu bare fictive, în stadiul de determinare a stării de efort din pretensionare (efectuat în ipoteza de calcul liniar) ;

— deplasările mari ale structurii impun considerarea ipotezelor de calcul geometrice neliniare. În acest scop se efectuează un calcul utilizînd matricea de rigiditate tangențială a structurii, compusă din matricea de rigiditate de ordinul întîi la care se asociază matricea de rigiditate funiculară care consideră aportul efectului rotirilor specifice de bare apărute ca urmare a acțiunii stării parametrice inițiale de efort ;

— se impune condiția ca elementele componente ale structurii fără rigiditate la compresiune să nu rezulte din calcul solicitate de eforturi negative. Bara flexibilă avînd efort calculat negativ se consideră ca bară fictivă și se reia calculul.



Algoritmul adoptat prevede determinarea automatizată a efectului aplicării pretensionării. În cazul general configurația de mecanism a structurii necesită introducerea de bare fictive prin care se asigură corectarea matricei de rigiditate, care în primul caz rezultă incorect conformată. Starea de efort inițială, rezultată din aplicarea forței de pretensionare se calculează prin asimilare cu o încărcare din temperatură.

Se introduc stadii de încărcare din temperatură corespunzătoare încărcării unitare pentru fiecare bară fictivă și pentru toate barele în care se aplică forțe de pretensionare ; un stadiu de încărcare consideră încărcarea unitară (și uniformă) cu temperatură a întregii structuri. Se combină stările de efort rezultate din ipotezele de încărcare liniară cu temperatură în scopul obținerii unei stări de efort nul în barele fictive, concomitent cu starea de efort din pretensionare în barele încărcate cu efort inițial.

Calculul stării de efort și deplasare din încărcările exterioare se efectuează în ipoteza de ordinul doi, considerînd neliniaritatea geometrică a structurii. Se adoptă o tratare biografică în analiza comportării ansamblului, procedeu care constă în asamblarea matricei tangențiale de rigiditate în etapele de încărcare biografice. Matricea de rigiditate tangențială (totală) este suma a doi termeni :

$$[\mathbf{AT}] = [\mathbf{AK}] + [\mathbf{AF}],$$

unde [AK] este matricea de rigiditate corespunzătoare a alungirilor specifice, iar [AF] corespunde rigidității de rotație și se calculează în funcție de rotirile specifice ale barelor structurii solicitate de starea de efort inițială. Matricea de rigiditate tangențială se asamblează în fiecare etapă adoptată, deoarece ea se modifică de la etapă la etapă ca urmare a modificării geometriei structurii și a eforturilor inițiale (luate în considerare în calculul matricei funiculare [AF]). Schema logică a programului de calcul automat se dă în figura 28.9.

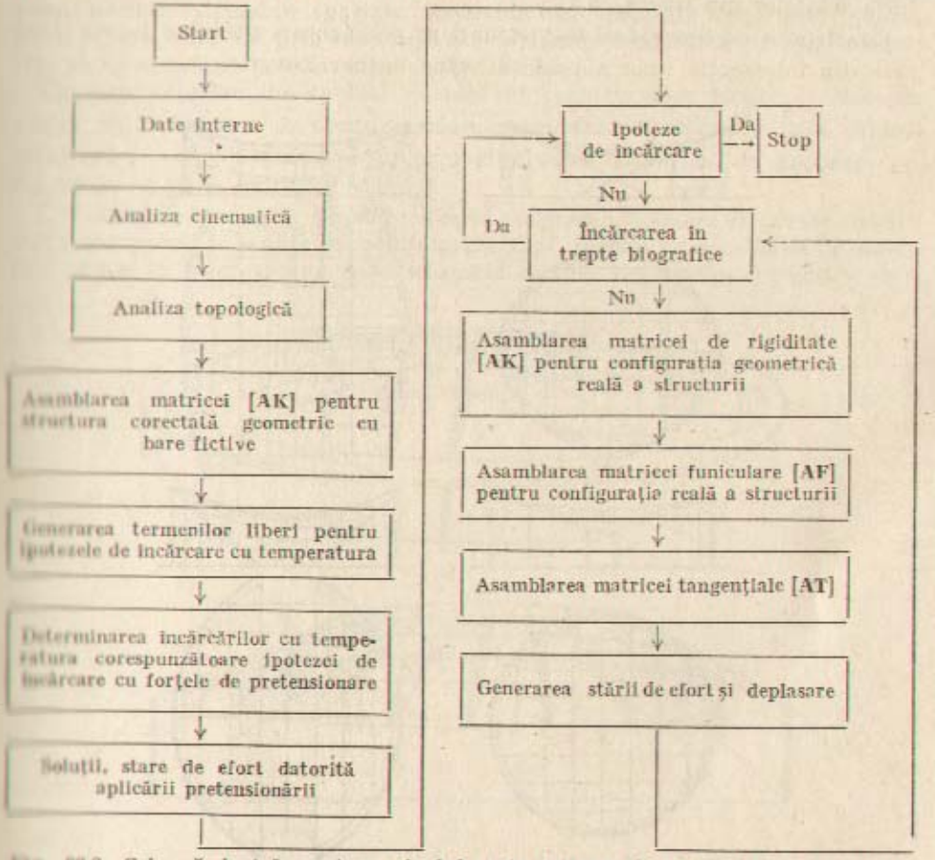



Fig. 28.9. Schemă logică pentru calculul automatizat al structurilor suspendate plane.

## 28.3. STRUCTURI SUSPENDATE SPAȚIALE

### 28.3.1. ALCĂTUIREA GENERALĂ

Sistemele spațiale pot fi grupate în următoarele categorii :

— în funcție de suprafețele în care sînt cuprinse cablurile se deosebesc rețele spațiale cu cabluri cuprinse în aceeași suprafață și rețele spațiale cu cabluri cuprinse în suprafețe diferite suprapuse ;

— în funcție de structura de margine : structuri spațiale cu contur rigid și structuri spațiale cu contur flexibil.

Structurile suspendate spațiale de tipul *rețea de cabluri* se alcătuiesc din suprafețe avînd curbura lui Gauss negativă. Rețelele din cabluri cuprinse în aceeași suprafață pot asigura acoperirea unor construcții avînd diferite forme de plan. Rezolvări pentru forme curbe în plan orizontal se indică în figura 28.10. Acoperirea planurilor de formă poligonală se poate realiza conform schițelor din figura 28.11.

Construcții cu deschideri foarte mari se pot acoperi utilizînd forme rezultate din intersecția unor suprafețe avînd curburi inverse.

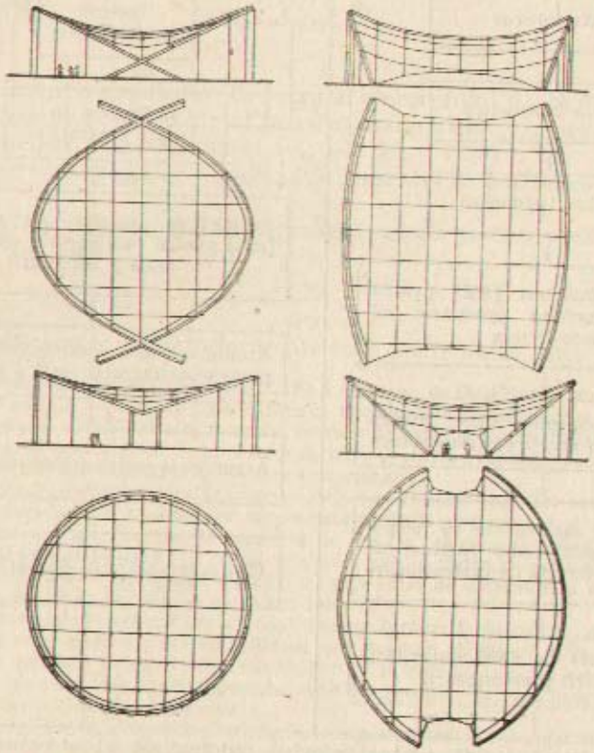


Fig. 28.10. Structuri cu acoperișuri suspendate spațiale.



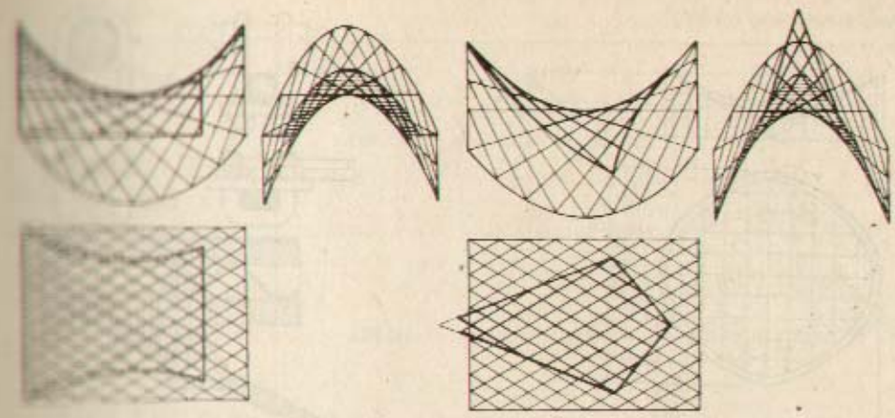


Fig. 28.11. Forme de acoperiș pentru suprafețe poligonale.

Structurile rezultate din intersecții de ferme se încadrează în categoria construcțiilor suspendate spațiale. Sistemele executate din două rețele suprapuse, legate între ele prin montanți sau diagonale (comprimate sau întinse) sînt de asemenea structuri spațiale (fig. 28.12).

Conturul rețelelor din cabluri — adecvat construcțiilor închise — este de obicei rigid. Grinzile de contur preiau componentele orizontale din cabluri realizînd o economie de spațiu prin eliminarea tiranților de ancorare (v. fig. 28.3, 28.10 și 28.12, *a*).

Construcțiile cu contur flexibil necesită ancorarea la teren. În aceste situații stîlpii marginali se realizează pendulari și supli pentru ca aceștia să fie solicitați numai la compresiune și să se poată adapta deformațiilor relativ mari

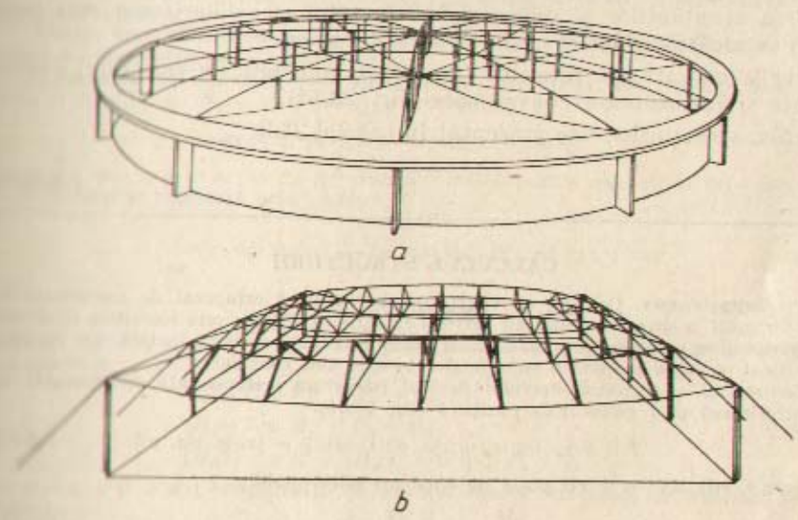



Fig. 28.12. Acoperișuri suspendate spațiale :
*a* — rețele de ferme intersectate ; *b* — sisteme suprapuse legate cu diagonale.

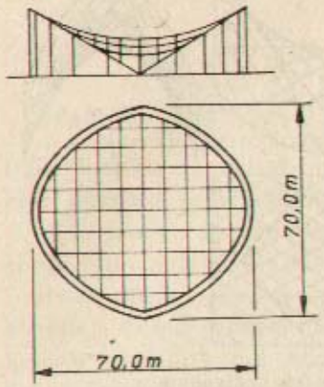



Fig. 28.13. Structură de tip rețea de cabluri suspendată folosită la acoperișul unei săli de sport.

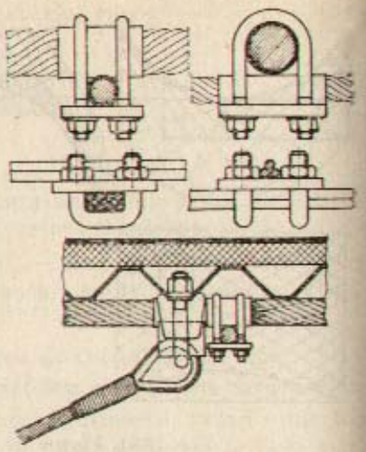


Fig. 28.14. Fixarea cablurilor convergente.

ale acestor acoperișuri (fig. 28.12, *b*). Un exemplu de structură de tip rețea de cabluri a fost proiectată pentru o sală de sport la Bacău (fig. 28.13).

Grinzile curbe de contur și stîlpii de susținere s-au realizat din beton armat.

### 28.3.2. DETALII CONSTRUCTIVE. CALCULUL STRUCTURII

În principiu detaliile constructive pentru realizarea nodurilor rețelelor de cabluri cuprinse în suprafețe diferite, ancorarea la structura de margine, prinderea montanților și diagonalelor de tălpi și solidarizarea mai multor cabluri se alcătuiesc la fel ca la structurile plane.

Nodurile curente ale rețelelor fixează în punctele de conexiuni cablurile portante și întinzătoare convergente (fig. 28.14).

Calculul structurilor este prezentat în tabelul 28.2.

*Tabelul 28.2*

**CALCULUL STRUCTURII**

**Predimensionarea.** Calculul se efectuează în sistemul ortogonal de coordonate $x$, $y$, $z$ orientat la dreapta, admițînd versorii $e_x$, $e_y$, $e_z$. Cablurile care constituie structura acoperișului se consideră ca alcătuind un mediu elastic și continuu, ipoteză care permite un calcul utilizînd geometria suprafețelor în care sînt conținute.

*Generalități.* Geometria *stadiului de nul* (structura pretensionată, neîncărcată) se caracterizează prin vectorul de poziție $\bar{r}$ (fig. 28.15),

$$\bar{r} = x \cdot e_x + y \cdot e_y + z(x, y) \cdot e_z \text{ sau } \bar{r} = \{x, y, z(x, y)\}, \tag{28.17}$$

în care $\bar{r}$ este univoc și cel puțin de două ori diferențiabil:

$$\frac{\partial \bar{r}}{\partial x} = \bar{r}' \text{ și } \frac{\partial \bar{r}}{\partial y} = \dot{\bar{r}}. \tag{28.18}$$



*Tabelul 28.2* (continuare)

respectiv:

$$\bar{r}' = \{1, 0, z'\}; \quad \dot{\bar{r}} = \{0, 1, \dot{z}\}; \tag{28.19}$$

$$\bar{r}'' = \{0, 0, z''\}; \quad \dot{\bar{r}}' = \{0, 0, \dot{z}'\}.$$

Notînd:

$$g_{11} = \bar{r}'^2 = 1 + z'^2;$$

$$g_{22} = \dot{\bar{r}}^2 = 1 + \dot{z}^2;$$

$$g_{12} = \bar{r}' \cdot \dot{\bar{r}} = z' \cdot \dot{z}, \tag{28.20}$$

rezultă:

$$g = (\bar{r}' \times \dot{\bar{r}})^2 = g_{11} \cdot g_{22} - g_{12}^2 = 1 + z'^2 + \dot{z}^2 \geqslant 1 \tag{28.21}$$

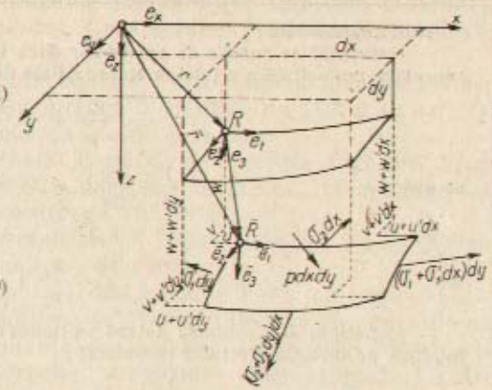


Fig. 28.15. Deplasările unui punct.

deci (fig. 28.15):

$$e_1 = \frac{\bar{r}'}{\sqrt{g_{11}}} = \frac{1}{\sqrt{g_{11}}} \cdot \{1, 0, z'\};$$

$$e_2 = \frac{\dot{\bar{r}}}{\sqrt{g_{22}}} = \frac{1}{\sqrt{g_{22}}} \cdot \{0, 1, \dot{z}\}; \tag{28.22}$$

$$e_3 = e_1 \times e_2 = \frac{1}{\sqrt{g}} \{-z', -\dot{z}, 1\}; \tag{28.23}$$

$$d_\sigma = \sqrt{g} \cdot dx \cdot dy. \tag{28.24}$$

Curbura lui Gauss $K = (z'' \cdot \dot{z}' - \dot{z}'^2) \cdot g^{-2}$ poate fi oricare, cu condiția să nu-și schimbe semnul pe domeniul rețelei.

La suprafețele avînd $K > 0$ (elipsoidale) nu este posibilă pretensionarea cu cabluri întinzătoare. Aceste suprafețe se *stabilizează* prin încărcare cu sarcini permanente mari (acoperișuri grele).

Calculul de predimensionare expus în continuare se aplică structurilor avînd $K < 0$ (alcătuite din cabluri avînd curbe inverse).

În elementul de suprafață, fără rigiditate la încovoiere, sub acțiunea încărcării $P(x, y) = \{P_x(x, y), P_y(x, y), P_z(x, y)\}$ eforturile sînt:

$$\sigma_1 \cdot dy = S_1 \cdot dy \cdot \bar{e}_1 \text{ și } \sigma_2 \cdot dx = S_2 \cdot dx \cdot \bar{e}_2, \tag{28.25}$$

în care: $|\sigma_1| = S_1$, $|\sigma_2| = S_2$, iar semnul $^-$ indică poziția geometrică deformată.

Echilibrul se realizează prin condiția:

$$\frac{\partial}{\partial x}(\sigma_1 \cdot dy)\, dx + \frac{\partial}{\partial y}(\sigma_2 \cdot dx)\, dy + P(x, y) \cdot dx \cdot dy = 0 \tag{28.26}$$

sau

$$\sigma_1' + \sigma_2' + P = 0. \tag{28.27}$$

Notînd $H_x = \sigma_1 \cdot e_x$ și $H_y = \sigma_2 \cdot e_y$ — și proiectînd pe axele $x$, $y$ și $z$ se obțin condițiile de echilibru:

$$\begin{aligned} &H_x' + (H_y \cdot u')' + P_x = 0; \\ &(H_x \cdot v')' + H_y' + P_y = 0; \\ &[H_x(z' + w')]' + [H_y(\dot{z} + w')]' + P_z = 0, \end{aligned} \tag{28.28}$$

în care $u$, $v$ și $w$ sînt componentele pe cele trei direcții ortogonale ale deplasării punctului $r$.

28.3.3.1.2. *Formule aproximative de calcul.* Calculul aproximativ al eforturilor din rețea se efectuează cu relațiile expuse în cele ce urmează.

*Tabelul 28.2* (continuare)

*Valorile sistemului :*

— *coeficienții în funcție de geometrie :* dacă se consideră funcția $z = f(x, y)$ pentru suprafața geometrică a rețelei în stare inițială de forma :

$$z = -\frac{k_x}{2} x^2 + \frac{k_y}{2} y^2, \tag{28.29}$$

se observă că : $z' = \frac{\partial z}{\partial x}$ ; $z' = \frac{\partial z}{\partial y}$

și : $z'' = k_x$ ; $z''' = k_y$ (28.30)

iar $\rho = \frac{k_y}{k_x}$ ;

— *coeficienții de rigiditate :* notînd secțiunea cablurilor exprimată pentru unitatea de lungime pe direcția efortului considerat :

$$F_x = \frac{A_x}{l_x} [\text{cm}^2/\text{m}] ; \quad F_y = \frac{A_y}{l_y} [\text{cm}^2/\text{m}] \tag{28.31}$$

și modulele de elasticitate ale cablurilor cu $E_x$ și $E_y$, coeficienții de rigiditate au expresia

$$\varphi = \frac{E_y \cdot F_y}{E_x \cdot F_x} ; \tag{28.32}$$

— *coeficienții pentru calculul eforturilor :*

$$\omega_x = \frac{1}{1 + \varphi \cdot \rho^2} ; \quad \omega_y = \frac{\varphi \cdot \rho^2}{1 + \varphi \cdot \rho^2} = 1 - \omega_x. \tag{28.33}$$

*Calculul eforturilor* se efectuează cu relațiile :

$$H_{xp} = \omega_x \cdot P_x / k_x ; \quad H_{yp} = -\omega_y \cdot P_x / k_y. \tag{28.34}$$

În concepția unei astfel de construcții apare necesar ca inițial să se poată face un calcul rapid preliminar care să permită proiectanților să-și stabilească dimensiunile generale de ansamblu ale construcției și de a furniza datele de bază privind caracteristicile geometrice și de rigiditate cu care se intră într-un calcul exact. Calculul automat are rolul de a preciza parametrii adoptați preliminar și de a furniza date detaliate pe care calculul preliminar de predimensionare nu le poate da.

CAPITOLUL 29

# CONSTRUCȚII METALICE MULTIETAJATE. STRUCTURI PENTRU DIFERITE SUSȚINERI

## 29.1. CLĂDIRI MULTIETAJATE

### 29.1.1. GENERALITĂȚI. SCURT ISTORIC

Alcătuirea scheletului de rezistență al clădirilor înalte din oțel oferă printre altele avantajele reducerii substanțiale a greutății proprii a construcției și comportării bune la acțiuni seismice.

În anul 1931 s-a construit la New York clădirea *Empire State* cu un număr de 102 niveluri, o înălțime de 381 m, un volum de 1 milion m³ și care a necesitat un consum de 58 000 tone oțel.



La București s-au construit patru clădiri înalte cu schelet metalic : *Palatul telefoanelor* (cu îmbinări nituite), *Clădirea Adriatica* (cu îmbinări bulonate), *Palatul căilor ferate* (cu îmbinări sudate), *Casa Scînteii* (cu îmbinări sudate și bulonate).

În anul 1973 s-au dat în exploatare la New York clădirile gemene *World Trade Center* cu un număr de 110 niveluri, cu o înălțime de 412 m în care își poate desfășura activitatea un număr de 55 000 persoane.

În anul 1974, la Chicago s-au încheiat lucrările de execuție a clădirii *Sears Tower* cu un număr de 109 niveluri, cu o înălțime de 442 m, în care lucrează 16 500 persoane ; clădirea este deservită de 102 lifturi.

În anul 1977 s-a executat la Barringhton — Illinois clădirea *Space Needle* cu un număr de 120 niveluri și o înălțime de 490 m.

La Chicago urmează a fi construit începînd cu anul 1984 un „zgîrie-nori" cu un număr de 211 niveluri și o înălțime de 760 m. Clădirea va cuprinde un hotel cu 2 400 camere, 800 apartamente particulare, o expoziție comercială internațională, săli destinate congreselor, magazine, cinematografe, teatre

### 29.1.2. CONSIDERENTE PRIVIND ALCĂTUIREA CLĂDIRILOR ÎNALTE

29.1.2.1. **Forma în plan.** Formele în plan ale clădirilor înalte sînt prezentate în figura 29.1, *a*. Forma în plan care permite o rezolvare constructivă simplă este cea dreptunghiulară sau compusă din dreptunghiuri (fig. 29.1, *b*).

Spațiile necesare pentru scări, lifturi și conducte pentru diverse instalații se grupează în zona centrală a clădirii (spre exterior, dispunîndu-se încăperile de locuit sau birourile în cazul clădirilor administrative — fig. 29.2).

29.1.2.2. **Rosturi de dilatație-tasare.** Dimensiunea maximă în plan a clădirilor înalte nu trebuie să depășească 70...100 m ; în caz contrar, trebuie luate măsuri de limitare a acțiunii defavorabile a variațiilor de temperatură prin prevederea unor rosturi de dilatare pe toată înălțimea clădirii sau cel puțin la ultimele niveluri ale acesteia. Pentru evitarea forfecării pereților exterior,

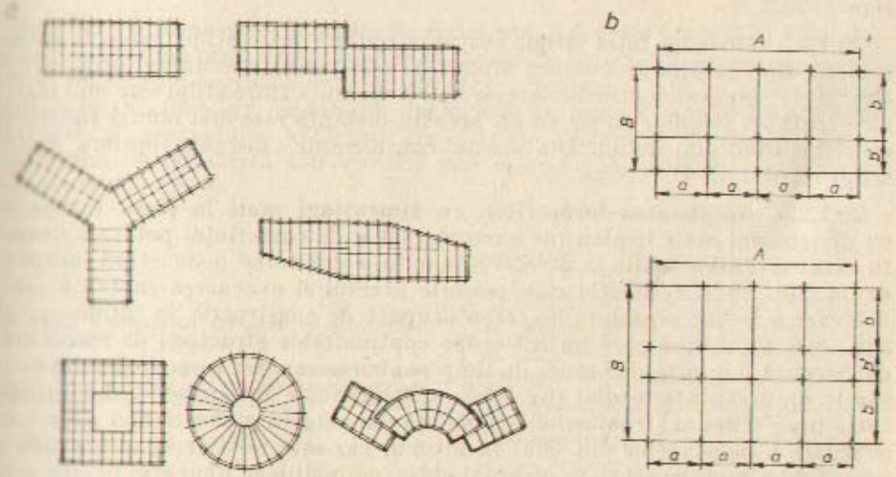



Fig. 29.1. Formele în plan ale clădirilor înalte.

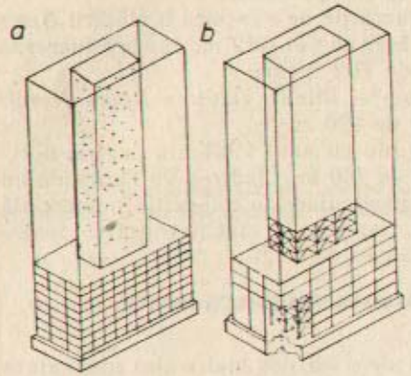



Fig. 29.2. Clădiri înalte avînd nucleul central realizat :
*a* — din beton armat ; *b* — din oțel.

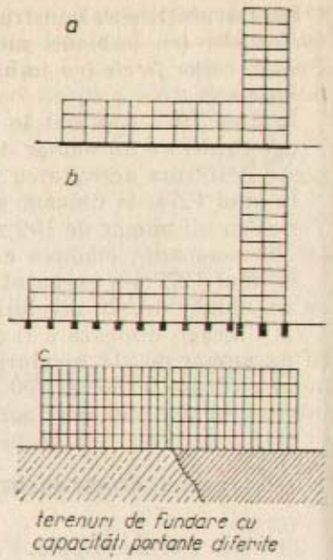



Fig. 29.3. Modalități de uniformizare a tasărilor de la baza clădirilor înalte :
*a* — radier general ; *b* și *c* — rosturi de tasare.

la nivelul planșeului peste parter (variațiile de temperatură influențînd partea supraterană a clădirii), pereții de la parter se vor realiza independenți.

Clădirile alcătuite din corpuri cu înălțimi și mase diferite ca și cele fundate pe terenuri cu capacități portante diferite pot implica tasări diferențiate. Modalitățile de uniformizare a tasărilor de la baza clădirii (soluția cu radier general și soluția separării clădirii prin rosturi de tasare) sînt prezentate în figura 29.3.

29.1.2.3. **Distanțe între stîlpi.** Distanța optimă între stîlpi poate fi determinată din condiția de consum minim de oțel pentru ansamblul grinzi-stîlpi (fig. 29.4) ; greutatea grinzilor crește cu cît distanța între stîlpi este mai mare, iar greutatea stîlpilor crește cu cît această distanță este mai redusă (numărul de stîlpi fiind mai mare). Din aceste considerente, distanța optimă dintre stîlpi rezultă de 5...8 m.

29.1.2.4. **Amplasarea încăperilor cu dimensiuni mari în plan.** Încăperile cu dimensiuni mari în plan (de exemplu sălile de conferințe) pot fi amplasate în cazul clădirilor înalte la nivelul terenului, constituind o structură independentă (fig. 29.5, *a*) soluție care permite accesul și evacuarea rapidă a sălii, dar care mărește suprafața de teren ocupată de construcție la ultimul nivel (fig. 29.5, *b*), soluție care nu întrerupe continuitatea structurii de rezistență, dar implică o durată mai mare de timp pentru evacuarea persoanelor din sală, sau la un nivel intermediar (fig. 29.5, *c*), soluție care întrerupe local continuitatea unor stîlpi ai structurii de rezistență dar asigură o durată mai redusă de evacuare a persoanelor din sală. În ultimul caz este necesar să se prevadă o grindă cu zăbrele puternică, eventual chiar pe înălțimea unui etaj pentru preluarea și transmiterea eforturilor secționale de la stîlpii superiori întrerupți.



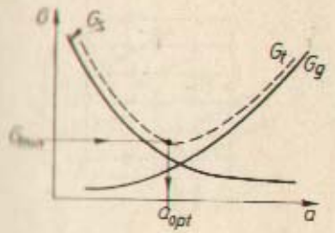



Fig. 29.4. Determinarea grafică a distanței optime între stîlpi :
$G_s$ — greutatea stîlpilor ; $G_g$ — greutatea grinzilor ; $G_t$ — greutatea totală (grinzi și stîlpi) ; $a$ — distanța dintre stîlpi.

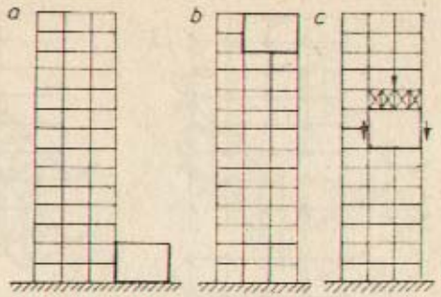



Fig. 29.5. Amplasarea sălilor cu dimensiuni mari în plan.

29.1.2.5. **Variația secțiunii clădirilor pe înălțime.** Construcțiile cu multe niveluri pot avea aceeași secțiune pe toată înălțimea lor (de exemplu, clădirea World Trade Center) sau să fie prevăzute cu retrageri la anumite niveluri, urmărindu-se în principiu forma solidului de egală rezistență la încovoiere din încărcări orizontale (de exemplu, clădirea Empire State).

29.1.2.6. **Măsuri antiseismice.** La proiectarea clădirilor cu multe niveluri, amplasate în zone seismice, trebuie asigurate următoarele măsuri antiseismice :

— realizarea unei scheme constructive clare cu un grad mare de nedeterminare statică, care să asigure o rezervă importantă de capacitate portantă în domeniul plastic și care să permită adaptarea structurii la o nouă schemă statică implicată de modificarea sau dispariția unor reazeme în caz de avarie ;

— adoptarea unei forme în plan simetrice și evitarea disimetriilor în repartiția maselor pentru a se reduce efectele suplimentare de torsiune ;

— realizarea unei porțiuni rigide la baza clădirii.

### 29.1.3. STRUCTURI DE REZISTENȚĂ

29.1.3.1. **Alcătuirea structurilor de rezistență.** Scheletul portant al clădirilor cu multe niveluri preia încărcările de la planșee și pereți și le transmite la fundații. Încărcările verticale cuprind greutatea proprie a clădirii și încărcarea utilă (oameni, mobilier, instalații). Încărcările orizontale provin din acțiunile vîntului și seismului ; influența încărcărilor orizontale la dimensionarea scheletului de rezistență este cu atît mai mare cu cît înălțimea clădirii este mai mare (fig. 29.6).

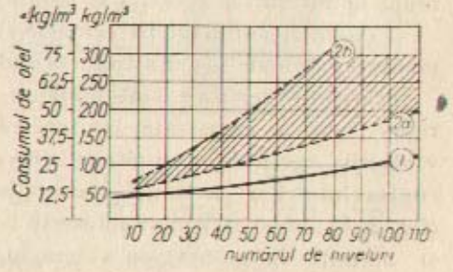



Fig. 29.6. Consumul de oțel la o clădire înaltă :
1 — necesar pentru preluarea încărcărilor verticale ; 2 — necesar pentru preluarea încărcărilor verticale și orizontale, cu *a* și *b* — limite de variație.

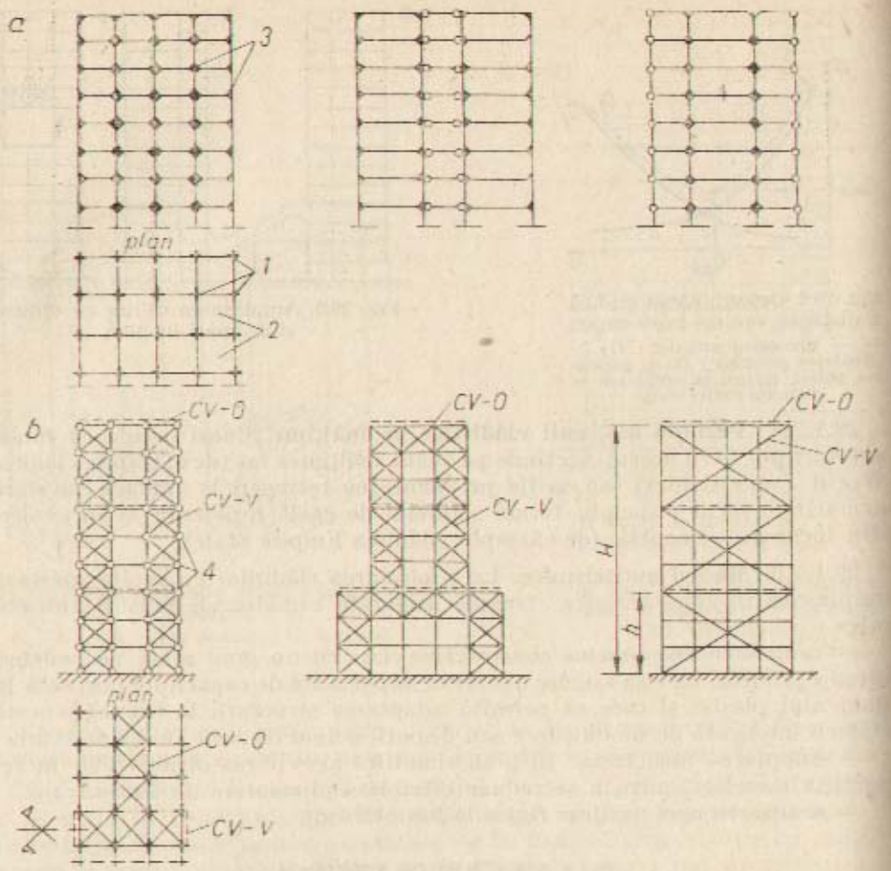



Fig. 29.7. Scheletul de rezistență al clădirilor cu multe niveluri :
*a* — cadre cu noduri rigide ; *b* — cadre și contravîntuiri verticale ; *1* — stîlpi ; *2* — planșe ; *3* — noduri rigide ; *4* — noduri articulate ; *CV—V* — contravîntuiri verticale ; *CV—O* — contravîntuiri orizontale.

Scheletul portant al clădirilor cu multe niveluri poate fi realizat în variantele :

— *cadre cu noduri rigide* (fig. 29.7, *a*) care preiau atît încărcările verticale, cît și cele orizontale ; aceste structuri se folosesc la clădiri cu un număr relativ redus de niveluri și necesită la montaj un volum mare de manoperă ;

— *cadre și contravîntuiri verticale* (fig. 29.7, *b*), ultimele realizate din elemente cu zăbrele sau din tuburi rigide.

Încărcările verticale sînt preluate de cadrele cu noduri articulate, semirigide, mai rar încastrate, iar încărcările orizontale sînt preluate de contravîntuirile verticale, constituite din elemente cu zăbrele, prin intermediu contravîntuirilor metalice orizontale sau al planșeelor din beton armat (fig. 29.8) ; acest sistem se folosește la clădirile cu un număr mare de niveluri și necesită la montaj un volum mai redus de manoperă.



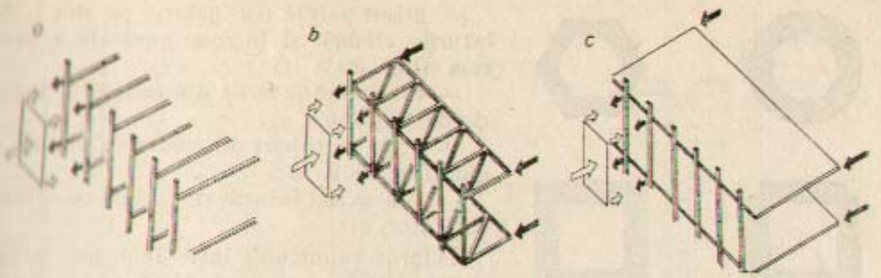



Fig. 29.8. Preluarea forțelor orizontale din acțiunea presiunii vîntului pe pereții clădirii :
*a* — stîlpi aparținînd cadrelor cu noduri rigide ; *b* — stîlpi și contravîntuiri din elemente cu zăbrele orizontale ; *c* — stîlpi și planșee rigide din beton armat.

În figura 29.9 sînt prezentate performanțele ca înălțime și număr de niveluri ale diverselor structuri de rezistență pentru clădiri înalte și anume :

— cadre cu noduri semirigide (fig. 29.9, *a*) la care legătura între rigle și stîlpi este de tipul unei încastrări parțiale preluînd momente încovoietoare numai din încărcările orizontale ;

— cadre cu noduri rigide (fig. 29.9, *b*) ;

— cadre cu noduri articulate și contravîntuiri verticale din elemente cu zăbrele (fig. 29.9, *c*) ;

— cadre cu noduri articulate și contravîntuiri din elemente cu zăbrele verticale și elemente cu zăbrele transversale (fig. 29.9, *d*) ;

— grinzi perete (cu goluri) pe două din laturile clădirii (fig. 29.9, *e*) ;

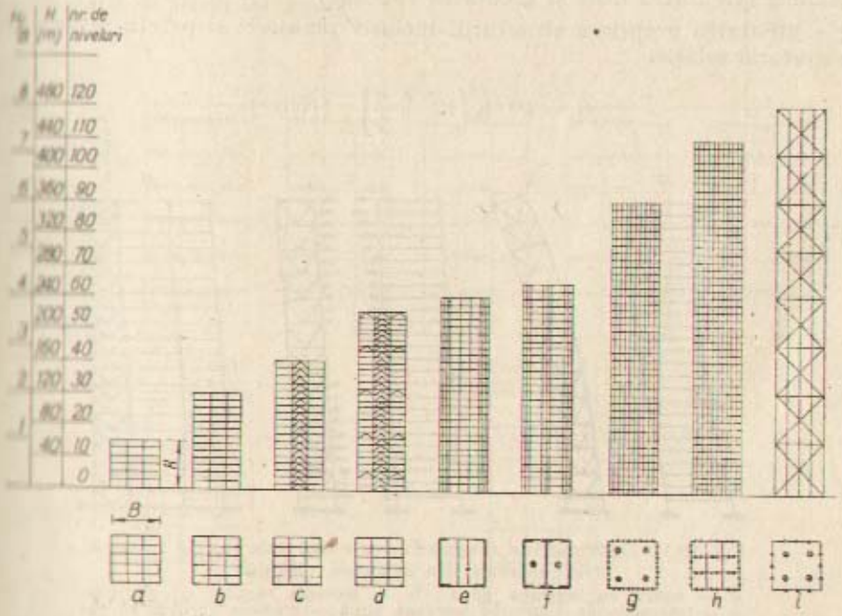



Fig. 29.9. Structuri de rezistență pentru clădiri înalte.

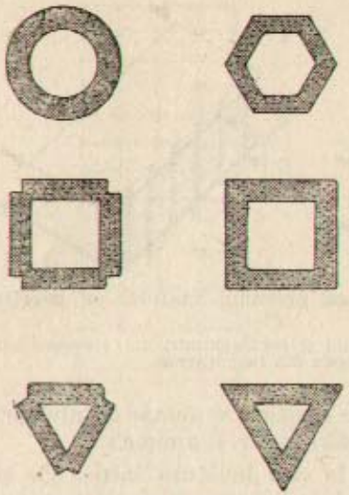


Fig. 29.10. Secțiuni orizontale avantajoase pentru clădiri înalte.

— grinzi perete (cu goluri) pe două din laturile clădirii și în zona centrală a acesteia (fig. 29.9, *f*) ;

— tub avînd laturile din cadre cu noduri rigide (fig. 29.9, *g*) ;

— grup de tuburi din cadre cu noduri rigide (fig. 29.9, *h*) ;

— tub avînd laturile din grinzi cu zăbrele (fig. 29.9, *i*).

Valorile raportului între înălțimea clădirii $H$ și lățimea sa la bază $B$ se înscriu de regulă în limitele 7...8 putînd ajunge pînă la maximum 11...12 ; peste aceste valori este necesar să se acționeze nu numai asupra structurii de rezistență, ci și asupra formei în plan a clădirii (v. soluțiile din figura 29.10).

Ansamblul cadru-contravîntuire verticală oferă avantajul unor deformații orizontale reduse sub acțiunea încărcărilor laterale din acțiunea vîntului (fig. 29.11). O reducere și mai mare a acestor deformații se poate obține prin introducerea unor contravîntuiri transversale la partea superioară a clădirii și eventual la unele niveluri intermediare, contravîntuiri care leagă și deci fac să lucreze și stîlpii marginali ai clădirii (fig. 29.12).

29.1.3.2. **Calculul structurilor de rezistență.** 29.1.3.2.1. *Încărcări.* Încărcările *verticale* includ încărcări permanente (greutatea proprie) și încărcări variabile (greutatea utilă și greutatea zăpezii) :

— greutatea proprie a structurii, inclusiv planșeele și pereții se apreciază cu ajutorul relației :

$$G = 10\ K\left(12 + \frac{n}{2}\right) \quad [\mathrm{N/m^2}] \qquad (29.1)$$

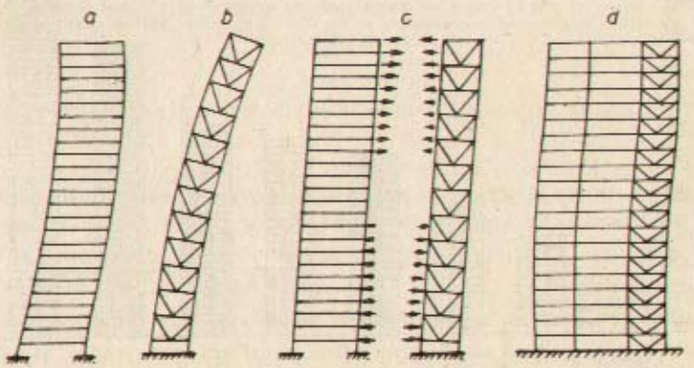



Fig. 29.11. Deformațiile diverselor structuri sub efectul încărcărilor laterale din acțiunea vîntului :

*a* — cadru cu secțiune plină ; *b* — element vertical cu zăbrele ; *c* — interacțiunea cadru cu secțiune plină — element vertical cu zăbrele ; *d* — structură din cadre cu secțiune plină și contravîntuiri verticale din elemente cu zăbrele.



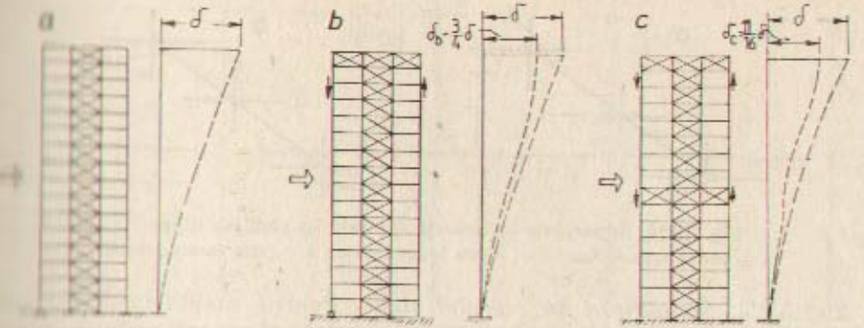



Fig. 29.12. Influența sistemului de contravîntuire asupra mărimii deformațiilor orizontale ale clădirii ; în cazul *a* spre deosebire de cazurile *b* și *c*, stîlpii marginali nu sînt legați de contravîntuirea verticală și deci nu participă la reducerea deformațiilor orizontale ale clădirii.

în care $n$ este numărul de niveluri al clădirii, iar $K$ — coeficient ce ține seama de greutatea contravîntuirilor, scărilor, lifturilor, instalațiilor ($K = 1{,}10...1{,}15$) ;

— greutatea utilă (oameni, mobilier ș.a.).

Încărcările *orizontale* includ :

— acțiunea vîntului a cărei intensitate variază pe verticala clădirii (încărcare variabilă).

— acțiunea seismică (încărcare excepțională).

În figura 29.13 sînt prezentate cazurile generale de încărcare considerate în calculul static al clădirilor înalte.

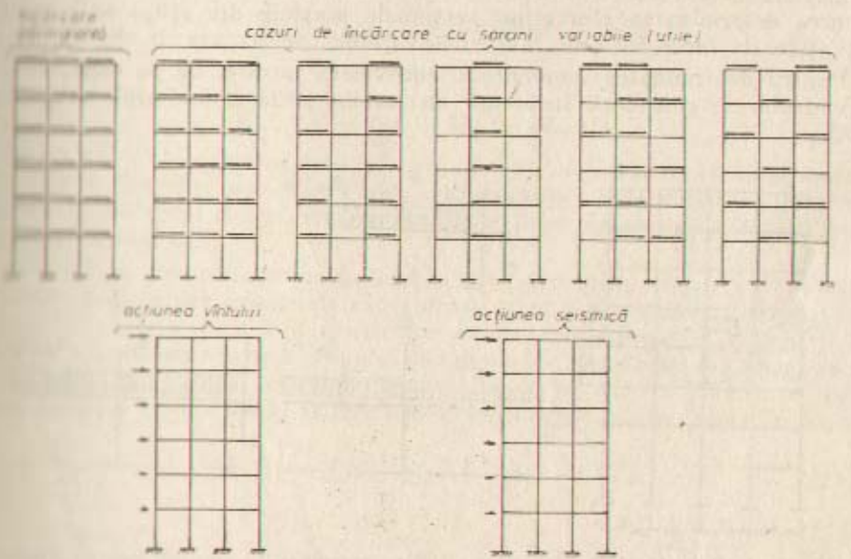



Fig. 29.13. Cazuri de încărcare considerate în calculul static al clădirilor cu multe niveluri.

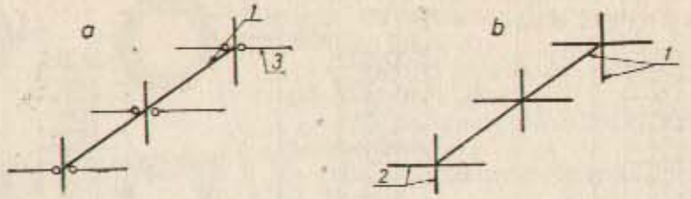



Fig. 29.14. Separarea structurii spațiale în sisteme plane :
1 — cadru transversal ; 2 — cadru longitudinal ; 3 — rigle longitudinale.

29.1.3.2.2. *Simplificări în calculul static.* Pentru simplificarea calculului static se poate separa structura spațială în sisteme plane acționate de încărcările aferente repartizate în funcție de rigiditatea acestor sisteme și de natura legăturilor dintre rigle și stîlpi după cele două direcții. În cazul din figura 29.14, *a*, se face calculul după o singură direcție (cea a cadrelor transversale) considerînd încărcările transmise de la riglele longitudinale. În cazul din figura 29.14, *b*, se face calculul după direcția transversală și separat după direcția longitudinală (pentru stîlpi sumîndu-se eforturile axiale după cele două direcții).

Calculul static al structurii trebuie condus prin metoda deformațiilor care implică un număr mai redus de necunoscute iar atunci cînd este posibil trebuie profitat de avantajele pe care le oferă simetria geometrică (dimensiuni), simetria elastică (distribuția materialului) și simetria mecanică (de încărcare).

Utilizarea procedeelor automate pentru calculul static presupune cunoașterea prealabilă a caracteristicilor elastice ale secțiunii elementelor structurii de rezistență, caracteristici ce pot fi determinate prin metode aproximative, unele din acestea fiind prezentate în continuare.

29.1.3.2.3. *Calculul structurilor în cadre cu noduri rigide la încărcări verticale.* Pentru determinarea eforturilor secționale maxime din stîlpi se consideră situațiile de încărcări cele mai defavorabile prezentate în figura 29.15.

Pentru determinarea momentului încovoietor maxim de pe rigla curentă a cadrului se consideră încărcată cu sarcina utilă numai rigla respectivă

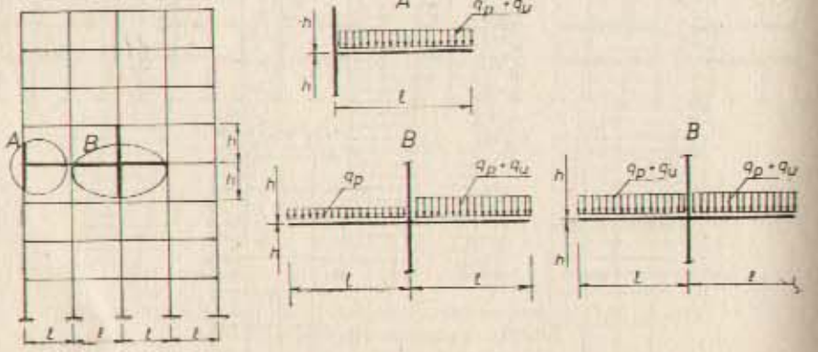



Fig. 29.15. Situații de încărcare a stîlpilor marginali și centrali pentru determinarea eforturilor secționale maxime :
$q_p$ — încărcare permanentă ; $q_u$ — încărcare utilă.



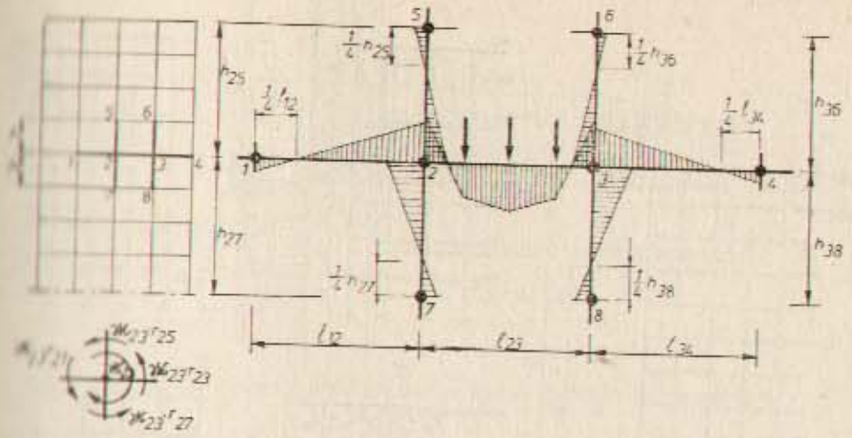



Fig. 29.16. Determinarea momentului încovoietor maxim pe rigla curentă a cadrului.

(fig. 29.16). Pentru aceasta se separă din ansamblul cadrului o porțiune curentă formată din rigla care se calculează, inclusiv riglele și stîlpii concurenți în nodurile de la capetele riglei încărcate, după care se calculează momentele de încastrare perfectă pe rigla încărcată, se echilibrează nodurile de la capetele acestei rigle și se transmit momentele în capetele opuse ale barelor concurente în nod ; legăturile de la capetele acestor bare se consideră încastrări elastice, respectiv punctul de moment nul (inflexiune) la $1/4\ l$ în loc de $1/3\ l$, distanță valabilă pentru capete încastrate. Se obține :

$$r_{ij} = \frac{\frac{I_{ij}}{l_{ij}}}{\sum_k \frac{I_{ik}}{l_{ik}}}\ ;\quad M_{23} = \mathfrak{M}_{23}(1 - r_{23}),\quad M_{32} = \mathfrak{M}_{32}(1 - r_{32}),$$

$$M_{21} = \mathfrak{M}_{23}\cdot r_{21},\ \ldots\ M_{38} = \mathfrak{M}_{3?}\cdot r_{38}. \tag{29.2}$$

29.1.3.2.4. *Calculul structurilor în cadre cu noduri rigide la încărcări orizontale.* Calculul la încărcări orizontale (vînt, seism) implică determinarea eforturilor secționale din stîlpi (forțe axiale și momente încovoietoare) și din rigle (momente încovoietoare).

Calculul de determinare a forțelor axiale din stîlpi (fig. 29.17, *a*) din acțiunea încărcărilor orizontale concentrate la nivelul planșeelor clădirii $W_i$ admite o variație liniară a eforturilor axiale din stîlpi $N_{ik}$, în funcție de distanțele de la axa neutră a grupului de stîlpi $\eta_{ik}$. Cu notațiile din figura 29.17 și notînd cu $A_{ik}$ — aria secțiunii stîlpului $k$ de la nivelul $i$ al clădirii se poate scrie succesiv (figura 29.17 se referă la scrierea ecuațiilor în raport cu baza) :

$$\sum_{j=i}^{n} W_j y_j = \sum_k N_{ik}\cdot\eta_{ik}\ ;\quad \frac{N_{ik}}{N_{i1}} = \frac{A_{ik}\cdot\eta_{ik}}{A_{i1}\cdot\eta_{i1}}, \tag{29.3}$$

$$\sum_{j=i}^{n} W_j y_j = \frac{N_{i1}}{A_{i1}\cdot\eta_{i1}}\cdot\sum_k A_{ik}\cdot\eta_{ik}^2\ ;\quad N_{ik} = \frac{A_{ik}\cdot\eta_{ik}}{\sum_k A_{ik}\cdot\eta_{ik}^2}\cdot\sum_{j=i}^{n} W_j y_j \tag{29.4}$$

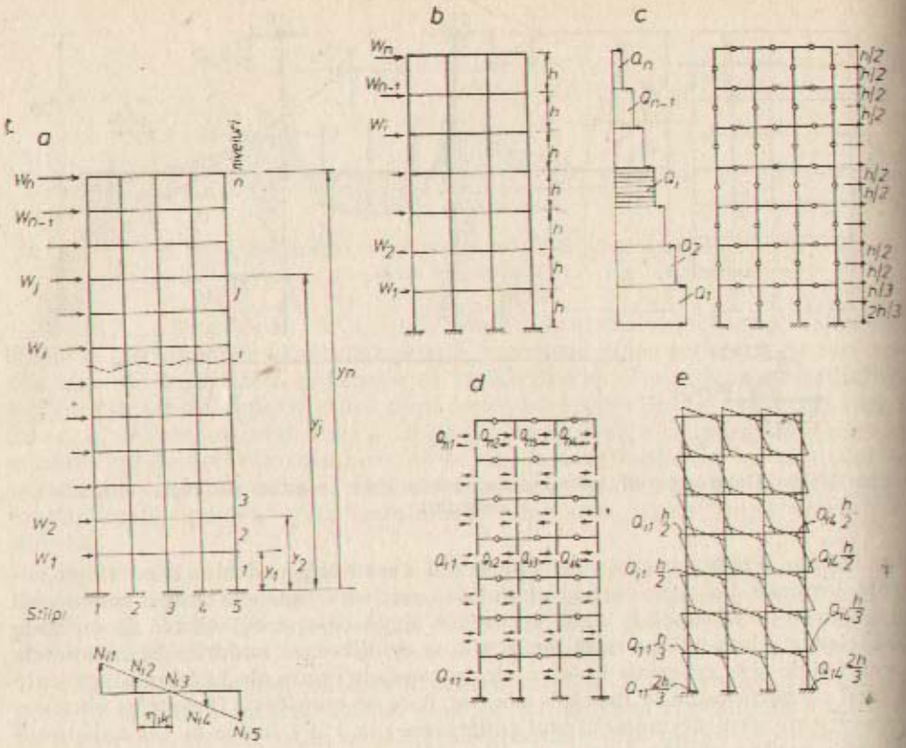



Fig. 29.17. Schema de calcul pentru structuri în cadre cu noduri rigide la încărcări orizontale :

*a* — determinarea forțelor axiale din stîlpi ; *b*, *c*, *d*, *e* — determinarea forțelor tăietoare și a momentelor încovoietoare din stîlpi.

Calculul *momentelor încovoietoare din stîlpi* admite puncte de inflexiune ($M = 0$) la mijlocul riglelor și stîlpilor (la primul nivel dacă stîlpii sînt încastrați în fundație, punctul de inflexiune se găsește la 2/3 din înălțimea stîlpului măsurată de la nivelul fundației). Notînd cu $n$ — numărul de niveluri, $m$ — numărul de stîlpi de la nivelul $i$, se poate determina forța tăietoare — $Q_{ik}$ în funcție de forța tăietoare totală de la acest nivel — $Q_i$ (fig. 29.17, *b*...*d*) :

$$Q_i = \sum_{j=i}^{n} W_j, \quad Q_{ik} = Q_i \frac{I_{ik}}{\sum_{j=1}^{m} I_{ij}}, \tag{29.5}$$

rezultînd momentele încovoietoare la partea superioară și respectiv inferioară a stîlpului $ik$ :

$$M_{ik} = Q_{ik} \frac{h_i}{2}.$$

Momentele încovoietoare de la capetele riglelor se obțin din distribuția momentului neechilibrat din fiecare nod, provenit din suma algebrică a momentelor de la capetele stîlpilor concurenți în nod, distribuție proporțională cu rigiditățile barelor respective.



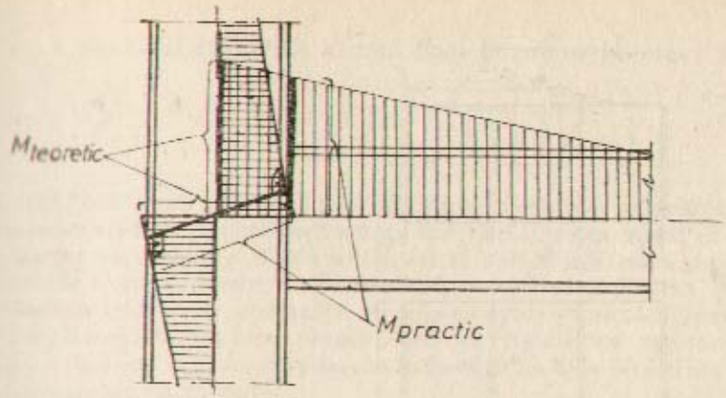



Fig. 29.18. Determinarea grafică a valorii practice a momentelor încovoietoare.

În proiectare se obișnuiește să se lucreze cu valori reduse ale momentelor încovoietoare pentru rigla încărcată considerată mai sus și anume se consideră valoarea momentului la fața stîlpului și nu în axa acestuia ; aceeași valoare se găsește practic și măsurînd lungimea perpendicularei coborîte în nod pe dreptele ce delimitează diagramele de momente de pe stîlp (fig. 29.18).

29.1.3.2.5. *Calculul structurilor în cadre cu noduri articulate și contravîntuiri verticale.* La încărcări verticale eforturile secționale maxime pentru calculul stîlpilor se determină din acțiunile verticale în combinațiile de încărcări $N_{max}$, $M_{cor}$ și $N_{cor}$, $M_{max}$.

Calculul contravîntuirilor verticale la încărcări orizontale depinde de dispunerea contravîntuirilor verticale, care trebuie să asigure evitarea sau reducerea la minimum a efectelor de răsucire din acțiunea forțelor orizontale ; cînd contravîntuirile verticale au aceeași rigiditate și sînt amplasate simetric, ele se încarcă în mod egal neapărînd efecte de torsiune ; dacă nu au aceeași rigiditate sau nu sînt amplasate simetric, încărcările orizontale se repartizează neegal contravîntuirilor verticale, apărînd și efecte de torsiune, uneori destul de importante, ceea ce obligă la evidențierea lor în calcul.

Planșeele sau contravîntuirile orizontale se consideră că formează șaibe rigide, indeformabile în planul lor.

Dacă rezultanta forțelor orizontale nu trece prin centrul de răsucire a secțiunii orizontale a structurii apar momente de torsiune (fig. 29.19).

Notînd cu $F_i$ rigiditatea contravîntuirii curente $i$ ($F_i$ este forța orizontală aplicată într-un punct al contravîntuirii $i$ și care produce aici o deplasare unitară) și alegînd una din contravîntuiri cu rigiditatea de referință $F_0$ se poate exprima rigiditatea contravîntuirii $i$ în funcție de $F_0$ prin intermediul unui factor de proporționalitate $\alpha_i$ :

$$F_i = \alpha_i \cdot F_0. \tag{29.6}$$

Ținînd seama de notațiile din figura 29.19 poziția centrului de răsucire al secțiunii orizontale se stabilește cu relațiile :

$$x_c = \frac{\sum_{j=1}^{n} F_{yj} \cdot x_j}{\sum_{j=1}^{n} F_{yj}} = \frac{\sum_{j=1}^{n} \alpha_{yj} \cdot x_j}{\sum_{j=1}^{n} \alpha_{yj}}; \quad y_c = \frac{A}{2}. \tag{29.7}$$

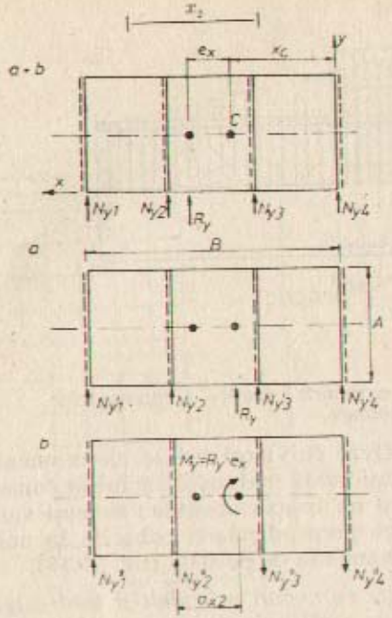


Fig. 29.19. Cazul în care rezultanta forțelor orizontale nu trece prin centrul de răsucire a secțiunii orizontale a structurii :
*a* — forța trece prin C ; *b* — solicitare la răsucire.

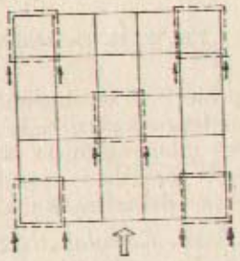


Fig. 29.20. Repartizarea încărcărilor orizontale în cazul clădirilor prevăzute cu tuburi rigide verticale.

Distribuția rezultantei $R_y$ la cele $n$ contravîntuiri paralele cu axa $y$ se face în funcție de rigiditățile acestora :

$$N'_{yi} = R_y \frac{F_{yi}}{\sum_{j=1}^{n} F_{yj}} = R_y \cdot \frac{\alpha_{yi}}{\sum_{j=1}^{n} \alpha_{yj}}. \qquad (29.8)$$

Distribuția momentului de răsucire $M_y = R_y \cdot e_x$ la cele $n$ contravîntuiri verticale se face în funcție de rigiditățile și distanțele $a_x$ față de centrul de răsucire :

$$\frac{N''_{yj}}{N''_{yi}} = \frac{a_{xj} \cdot F_{yj}}{a_{xi} \cdot F_{yi}}; \quad N''_{yj} = N''_{yi} \frac{a_{xj} \cdot F_{yj}}{a_{xi} \cdot F_{yi}}. \qquad (29.9)$$

Introducînd $N''_{yj}$ în relația :

$$\sum_{j=1}^{n} N''_{yj} \cdot a_{xj} = M_y \text{ se obține : } \quad \sum_{j=1}^{n} N''_{yi} \cdot \frac{a_{xj} \cdot F_{yj}}{a_{xi} \cdot F_{yi}} \cdot a_{xj} = M_y, \qquad (29.10)$$

de unde :

$$N''_{yi} = M_y \frac{a_{xi} \cdot F_{yi}}{\sum_{j=1}^{n} a_{xj}^2 \cdot F_{yj}} = M_y \frac{\alpha_{yi} \cdot a_{xi}}{\sum_{j=1}^{n} \alpha_{yj} a_{xj}^2} = R_y \cdot e_x \frac{\alpha_{yi} a_{xi}}{\sum_{j=1}^{n} \alpha_{yj} \cdot a_{xj}^2}. \qquad (29.11)$$



Pentru un nivel dat al clădirii, efortul final în contravîntuirea $i$ rezultă :

$$N_{yi} = N'_{yi} + N''_{yi} = R_y \cdot \alpha_{yi} \left( \frac{1}{\sum_{j=1}^{n} \alpha_{yj}} + \frac{e_x \cdot a_{xi}}{\sum_{j=1}^{n} \alpha_{yj} a_{yj}^2} \right). \qquad (29.12)$$

După stabilirea pentru fiecare contravîntuire verticală a încărcărilor la toate nivelurile clădirii, se consideră aceste contravîntuiri ca grinzi cu zăbrele libere la partea superioară și dublu articulate la partea inferioară și se determină eforturile axiale din bare, realizîndu-se în final dimensionarea acestora.

Cînd clădirea înaltă este prevăzută cu tuburi rigide verticale, repartizarea încărcărilor orizontale se face proporțional cu rigiditatea acestor tuburi (fig. 29.20) ; în cazul în care dispunerea tuburilor nu este simetrică apar și efecte suplimentare de răsucire.

*Observație :* La cadrele cu noduri rigide și contravîntuiri verticale calculul la încărcări verticale se face ca mai sus. Calculul la încărcări orizontale este mai laborios presupunînd stabilirea în funcție de rigiditățile la încovoiere ale cadrului și contravîntuirii curente, a cotei părți care revine acestor elemente din valoarea forțelor orizontale (vezi și § 29.2.2.).

29.1.3.2.6. *Calculul contravîntuirilor verticale legate între ele prin contravîntuiri orientate orizontal (transversale).* Contravîntuirile verticale legate între ele prin contravîntuiri orientate orizontal (fig. 29.21) formează pe ansamblul clădirii cadre cu zăbrele. Sistemul de cadru cu zăbrele fiind static nedeterminat se parcurg următoarele etape :

— se asimilează cadrul cu zăbrele cu un cadru cu inimă plină cu moment de inerție echivalent și se determină necunoscutele static nedeterminate $X_i$ (fig. 29.21, *a*) ;

— se calculează separat fiecare din cele două părți ale cadrului cu zăbrele (părți care sînt sisteme static determinate exterior, fig. 29.21, *b*).

29.1.3.2.7. *Verificarea deplasării orizontale maxime la partea superioară a clădirii.* Deplasările orizontale $\delta$ ale clădirilor înalte produse de încărcările

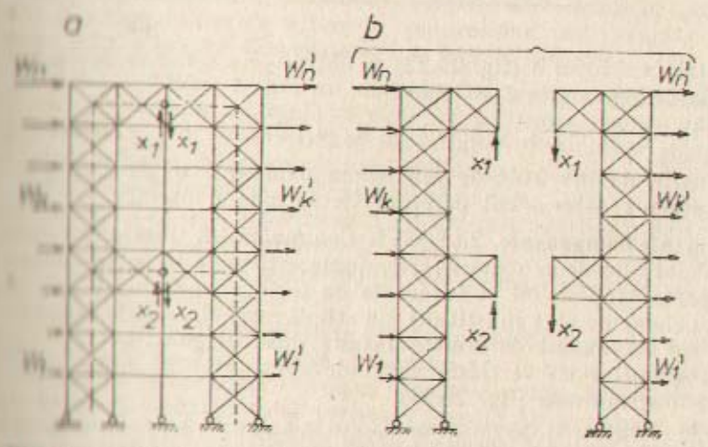


Fig. 29.21. Schema de calcul a *CV—V* legate între ele prin *CV* orientate orizontal.

Fig. 29.22. Deplasarea maximă a unei clădiri înalte.

orizontale nu trebuie să depășească valorile admisibile $\delta_a$, astfel încît să se asigure ansamblului structurii o bună rigiditate : $\delta \leqslant \delta_a$ ;

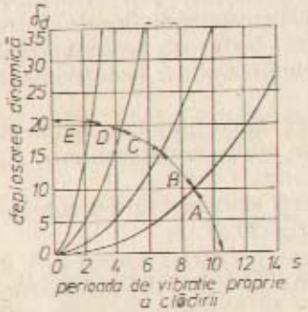
$$\delta_a = \left(\frac{1}{200} \ldots \frac{1}{800}\right) H ; \qquad (29.13)$$

limitele mai strînse pentru $\delta_a$, indicate de unele norme din străinătate, sînt :

$$\delta_a = \left(\frac{1}{400} \ldots \frac{1}{600}\right) H.$$

Perioada de vibrație proprie a clădirii se recomandă să fie diferită sau mult diferită de perioada de vibrație din acțiunea vîntului. Pentru ca accelerația din acțiunea vîntului să nu devină neplăcută pentru oameni, ea nu trebuie să depășească 0,5 m/s².

În figura 29.22 și tabelul 29.1 sînt prezentate domeniile de confortabilitate în funcție de : accelerația maximă din acțiunile orizontale (exprimată în procente din accelerația gravitațională $g = 9{,}81$ m/s²), deplasarea dinamică $\delta_d$ și perioada de vibrație proprie a clădirii.




*Tabelul 29.1*

**Domenii de confortabilitate**

| Domeniul | Accelerația maximă în % · g | Efectul asupra oamenilor |
|---|---|---|
| A | < 0,5 | insesizabil |
| B | 0,5 ... 1,5 | sesizabil |
| C | 1,5 ... 5,0 | supertabil |
| D | 5,0 ... 15,0 | greu suportabil |
| E | 15,00 | insuportabil |

Deplasarea totală a clădirii $\delta$ (fig. 29.22) se obține prin sumarea deplasării statice $\delta_s$ și deplasării dinamice $\delta_d$. De obicei :

$$\delta_d \simeq 0{,}5\ \delta_s \text{ și } \delta = \delta_s + \delta_d = 1{,}5 \cdot \delta_s. \qquad (29.14)$$

La clădirile înalte devine utilă și verificarea deplasării relative de etaj care asigură împotriva deteriorării pereților de închidere laterală.

29.1.3.3. **Elemente componente.** 29.1.3.3.1. *Contravîntuiri.* Contravîntuirile verticale sînt realizate din elemente cu zăbrele dublu articulate la partea inferioară, libere la partea superioară și încărcate cu forțe orizontale : tălpile și montanții acestor elemente sînt constituiți din stîlpii, respectiv riglele cadrelor, introducîndu-se cu rol numai de contravîntuire doar diagonalele.

Sistemul de contravîntuiri verticale cuprinde contravîntuiri transversale și contravîntuiri longitudinale (fig. 29.23).

Contravîntuirile orientate transversal se dispun la anumite distanțe în lungul clădirii și au rolul de a prelua sarcinile orizontale din acțiunea vîntului pe pereții clădirii longitudinali. Contravîntuirile longitudinale au rolul de a prelua sarcinile din acțiunea vîntului pe pereții frontali și se dispun spre mijlocul clădirii pentru a nu împiedica deformațiile structurii provenite din variațiile de temperatură.



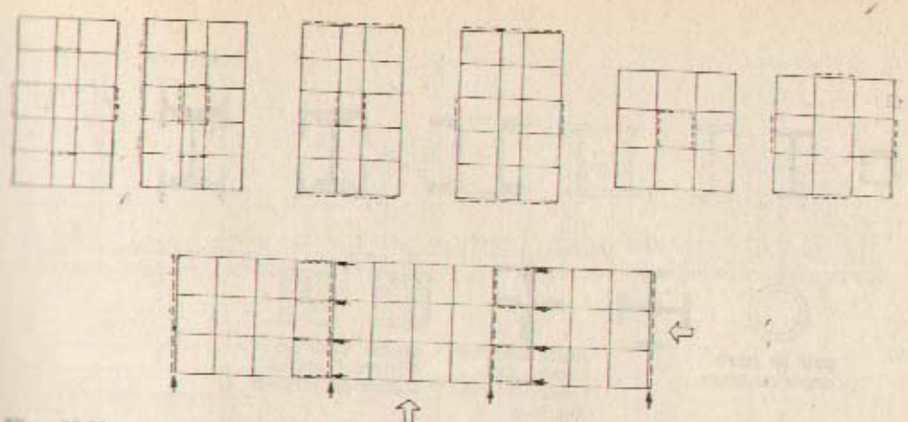


Fig. 29.23. Amplasarea contravîntuirilor verticale (transversale și longitudinale).

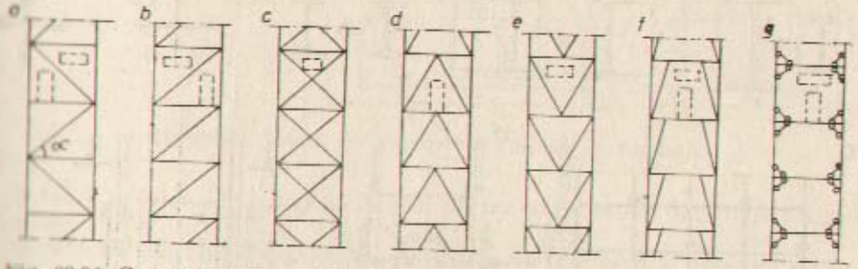



Fig. 29.24. Compartimentarea interioară a grinzilor cu zăbrele verticale și posibilități de amplasare a ușilor și ferestrelor.

Compartimentarea interioară a grinzilor cu zăbrele verticale (fig. 29.24, *a*, ... *g*) se stabilește în funcție de considerente economice și de posibilitatea dispunerii golurilor de uși și ferestre. Unghiul de înclinare optimă a diagonalelor este 45°. Dimensionarea se face la compresiune (cu excepția cazului din figura 29.24, *c* la care dimensionarea se face la întindere).

29.1.3.3.2. *Stîlpi.* Stîlpii au secțiunile dezvoltate după două direcții (fig. 29.25, *a*). Variația secțiunii stîlpilor pe înălțimea clădirii (fig. 29.25, *b*) se poate realiza prin modificarea dimensiunilor elementelor componente (inimă și talpă) sau prin introducerea unor elemente suplimentare.

Secțiunile de înnădire se dispun la circa 400 ... 500 mm deasupra nivelului planșeului ; în cazul înnădirii la 2 – 3 niveluri, secțiunile de înnădire ale stîlpilor se pot decala pe verticală și de la un șir la altul de stîlpi (fig. 29.25, *c*).

Înnădirea stîlpilor se poate realiza cu suduri executate pe șantier sau cu șuruburi (fig. 29.25, *d*).

În figura 29.26 sînt prezentate cîteva soluții de rezemare a stîlpilor pe fundație. Soluția din figura 29.26, *a* se folosește în cazul forțelor axiale mari și momentelor încovoietoare reduse, cazul structurilor din cadre cu noduri articulate și contravîntuiri verticale (modul de rezemare implică frezarea capătului stîlpului și rabotarea plăcii de bază). Soluțiile prezentate în figurile 29.26, *b* și *c* se utilizează în cazul momentelor încovoietoare mari (cazul structurilor în cadre cu noduri rigide).

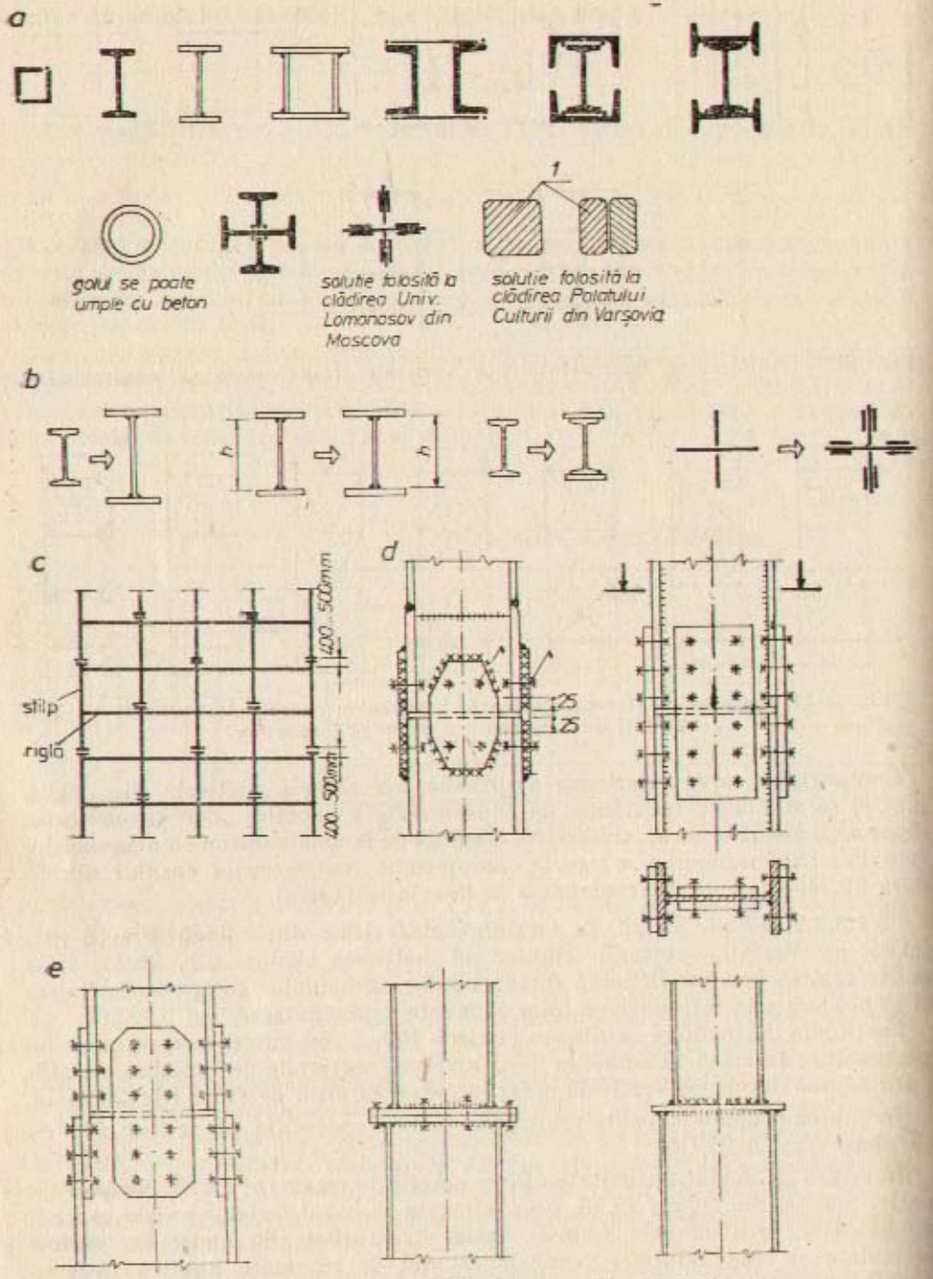



Fig. 29.25. Stîlpii clădirilor cu multe niveluri :
a — alcătuirea secțiunii ; b — variația secțiunii ; c — secțiunile de înnădire ; d, e — realizarea înnădirilor ; 1 — lingouri din oțel.



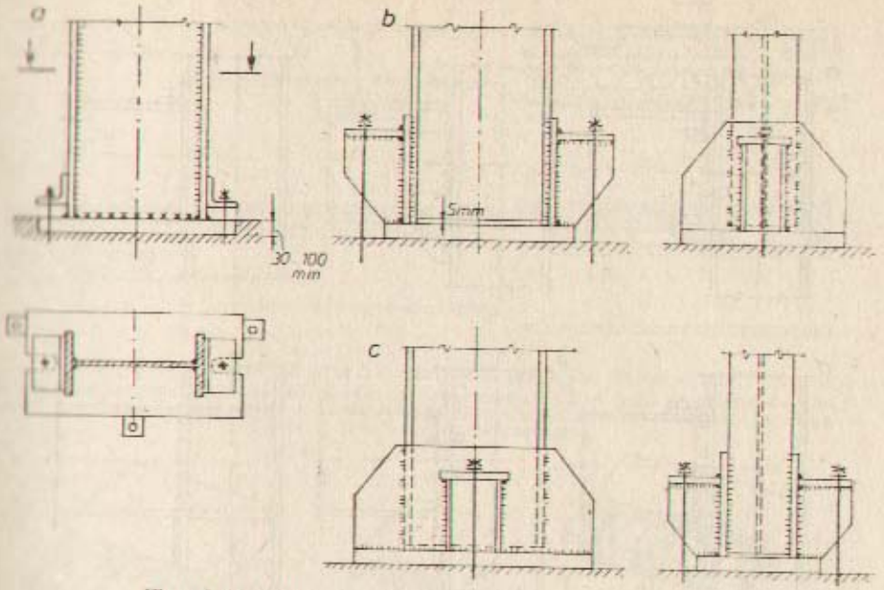



Fig. 29.26. Soluții de rezemare a stîlpilor pe fundații.

29.1.3.3.3. *Grinzi.* În figura 29.27 sînt prezentate soluțiile de prindere a grinzilor de stîlpi.

*Stabilitatea generală* a grinzilor se asigură prin intermediul grinzilor dispuse după cealaltă direcție, prin elemente prefabricate de planșeu din beton armat, prin înglobare parțială sau totală în plăci din beton armat.

29.1.3.3.4. *Planșee.* Planșeele clădirilor înalte pot fi executate cu grinzi metalice și plăci din beton armat monolit (fig. 29.28, *a, b*), sau elemente prefabricate din beton armat — plăci, fîșii, corpuri de umplutură (fig. 29.28, *c, d, e, f*).

La realizarea planșeelor cu placă din beton armat monolit se poate folosi tabla profilată (fig. 29.28, *c*, fig. 29.29) care servește drept cofraj la turnarea betonului din placă și ca armătură în zona întinsă a plăcii.

Planșeele din grinzi metalice în conlucrare cu placa din beton armat oferă importante avantaje economice (fig. 29.30).

Înălțimea planșeelor clădirilor înalte variază de la 20...30 cm pînă la 70 sau chiar 110 cm, caz în care se obțin avantaje funcționale și economice.

Planșeele, în afara funcției de rezistență, au și alte roluri : circulație, izolare fonică, izolare termică și antifoc.

*Părțile componente* principale ale unui planșeu sînt straturile de izolație (hidrofugă, termică, fonică), partea de rezistență și tavanul suspendat (fig. 29.31). Stratul de izolare termică este obligatoriu la planșeele peste subsol, planșeele terasă și planșeele ce delimitează etajele tehnice.

29.1.3.3.5. *Pereți.* Pereții clădirilor înalte (fig. 29.32) includ straturi corespunzătoare părții de rezistență și de izolare termică.

29.1.3.3.6. *Rezemarea structurii pe fundație.* Fundațiile clădirilor înalte pot fi realizate izolate sub stîlpi sau sub formă de radier general.

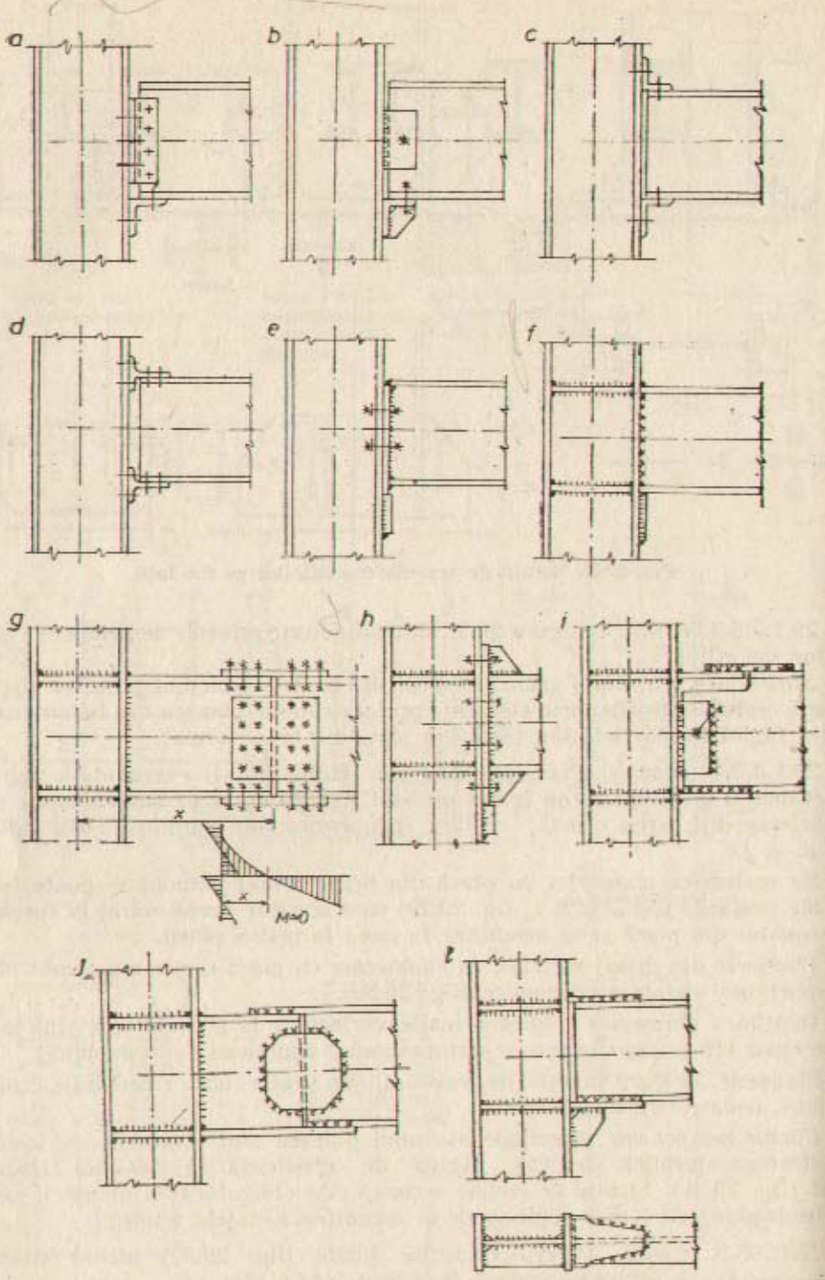


Fig. 29.27. Soluții de prindere a grinzilor de stîlpi :
*a, b* — legătură articulată ; *c, d, e* — legătură semirigidă ; *f, g, h, i, j, l* — legătură încastrată.



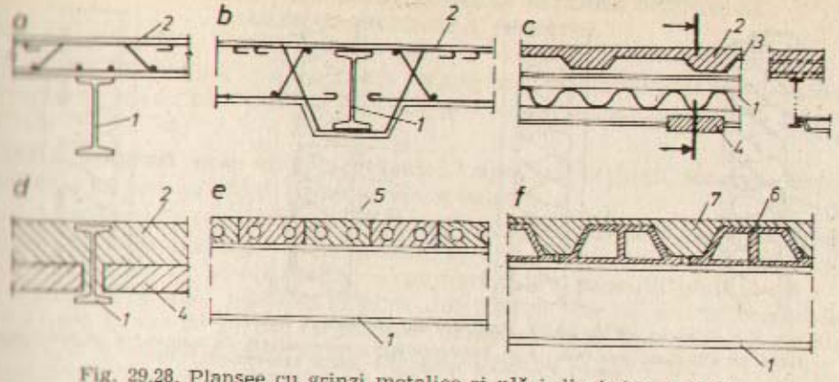


Fig. 29.28. Planșee cu grinzi metalice și plăci din beton armat :
*1* — grindă secundară ; *2* — placă din beton armat monolit ; *3* — tablă profilată ; *4* — element din beton armat prefabricat ; *5* — fișii prefabricate din beton armat ; *6* — fișii cu goluri ; *7* — beton de monolitizare.

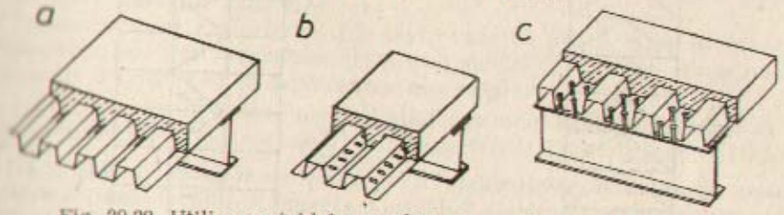


Fig. 29.29. Utilizarea tablelor profilate la realizarea planșeelor :
*a* — placă din beton armat fără conlucrare cu tabla profilată care are numai rol de cofraj ; *b, c* — placă din beton în conlucrare cu tabla profilată (tabla este prevăzută cu proeminențe și respectiv cu dornuri sudate care servesc la preluarea eforturilor de lunecare).

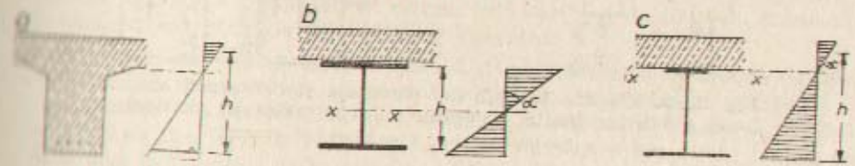


Fig. 29.30. Tipuri de grinzi și diagrame de eforturi unitare normale :
*a* — grinzi din beton armat ; *b* — grinzi metalice și placă de beton (fără conlucrare) ; *c* — grinzi metalice și placă de beton (cu conlucrare).

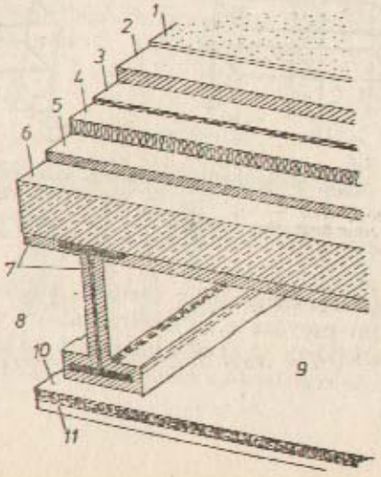


Fig. 29.31. Structura planșeelor dintre etaje :
*1* — pardoseală ; *2* — suport pardoseală (șapă sau oarbă) ; *3* — hidroizolație ; *4* — termoizolație ; *5* — șapă de egalizare ; *6* — placă beton ; *7* — strat de protecție antifoc a plăcii de beton armat și grinzii metalice ; *8, 9* — spațiu pentru amplasarea conductelor pentru instalații ; *10* — strat suport tavan ; *11* — tavan suspendat.

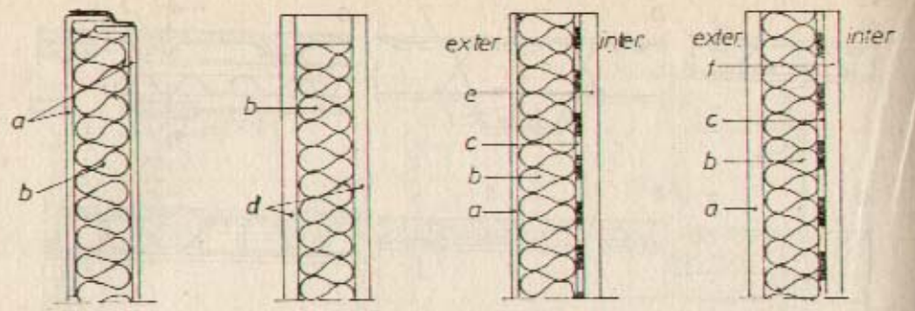



Fig. 29.32. Panouri de închidere laterală :
*a* — tablă de aluminiu sau oțel ; *b* — termoizolație ; *c* — barieră de vapori ; *d* — plăci beton ușor ; *e* — placă ipsos ; *f* — placă azbociment.

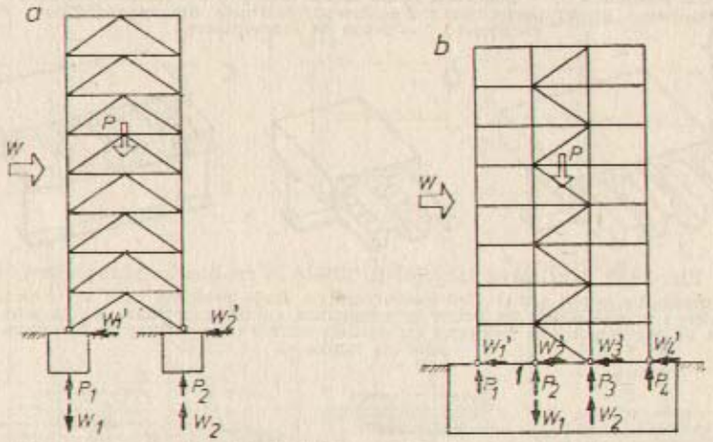



Fig. 29.33. Efectele încărcărilor verticale și orizontale asupra bazei clădirilor înalte prevăzute cu contravîntuiri verticale :
*a* — la fundații izolate ; *b* — pe radier general.

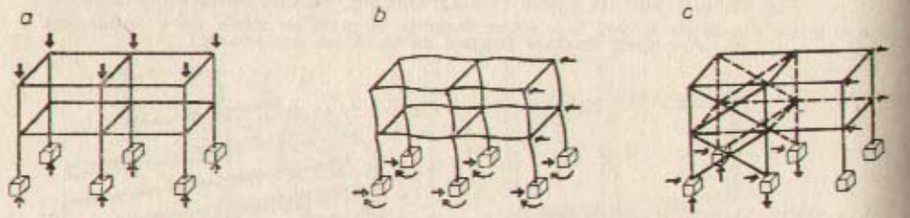



Fig. 29.34. Solicitările la partea inferioară a clădirilor înalte cu diverse alcătuiri ale structurii de rezistență :
*a* — din încărcări verticale ; *b*, *c* — din încărcări orizontale ; (*b* — structură în cadre cu noduri rigide ; *c* — structură în cadre cu noduri articulate și contravîntuiri verticale).

Efectele încărcărilor verticale *P* și orizontale *W* asupra bazei clădirilor înalte ce sînt prevăzute cu contravîntuiri verticale sînt prezentate în figura 29.33.

Solicitările la partea inferioară a clădirilor înalte depind de alcătuirea structurii de rezistență a clădirii (fig. 29.34).



## 29.1.4. COMPORTAREA CLĂDIRILOR ÎNALTE LA ACȚIUNEA INCENDIILOR. MĂSURI DE PREVENIRE ȘI PROTECȚIE

Acțiunea incendiilor poate afecta rezistența și stabilitatea structurilor portante ale clădirilor înalte și provoca pierderi de vieți omenești și bunuri materiale.

29.1.4.1. **Măsuri generale de prevenire împotriva acțiunii focului.** Împotriva acțiunii focului se iau următoarele măsuri :

— prevederea la fiecare nivel al clădirii a unor pereți despărțitori antifoc, care să limiteze răspîndirea incendiului ;

— delimitarea cu pereți antifoc a casei scărilor și casei liftului ;

— prevederea unor ieșiri de rezervă din clădire care să poată fi deschise cu ușurință în caz de pericol (la clădirile gemene World Trade Center durata maximă de evacuare a celor 55 000 persoane este de 5 minute) ;

— prevederea semnalelor audiovizuale de avertizare care să intre în funcțiune în caz de incendiu, știut fiind că moartea oamenilor surprinși de incendii nu se datorează în general prăbușirii elementelor de construcții, ci se produce prin asfixiere datorită fumului ;

— montarea unor extinctoare automate care să poată intra în funcțiune în momentul atingerii temperaturii aerului de 70°C, ceea ce corespunde la aproximativ 5 minute de la declanșarea incendiului ;

— înmagazinarea la fiecare nivel al clădirii a unei cantități minime de apă pentru utilizare în caz de incendiu (la clădirile World Trade Center — 18 500 l).

29.1.4.2. **Măsuri speciale de protecție a elementelor structurale metalice împotriva acțiunii focului.** Elementele metalice ale structurii de rezistență ale clădirilor înalte trebuie protejate obligatoriu împotriva acțiunii incendiilor (fig. 29.35).

Sistemul de protecție adoptat trebuie să nu permită atingerea la suprafața elementului metalic a temperaturii critice în intervalul de timp de rezistență la foc corespunzător tipului de clădire respectiv.

Grosimea stratului de protecție (vermiculit) se determină în funcție de temperatura critică la suprafața elementului metalic, de clasa de rezistență la acțiunea focului (durata minimă de rezistență la acțiunea focului) și de alcătuirea secțiunii transversale a elementului de construcție (raportul între perimetru și aria secțiunii), utilizîndu-se graficul din figura 29.36 (după normele DIN).

Temperatura critică pentru oțelurile OL 37 și OL 52 are valorile de 560°C și respectiv 580°C. Dacă se au în vedere rezervele de capacitate portantă ale structurilor static nedeterminate se pot admite valorile de 650°C pentru OL 37 și 670°C pentru OL 52.

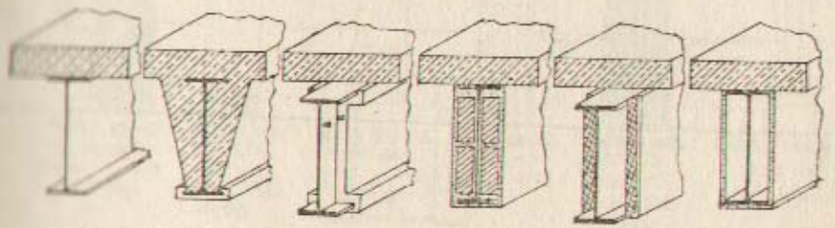


Fig. 29.35. Protecția grinzilor metalice împotriva focului.

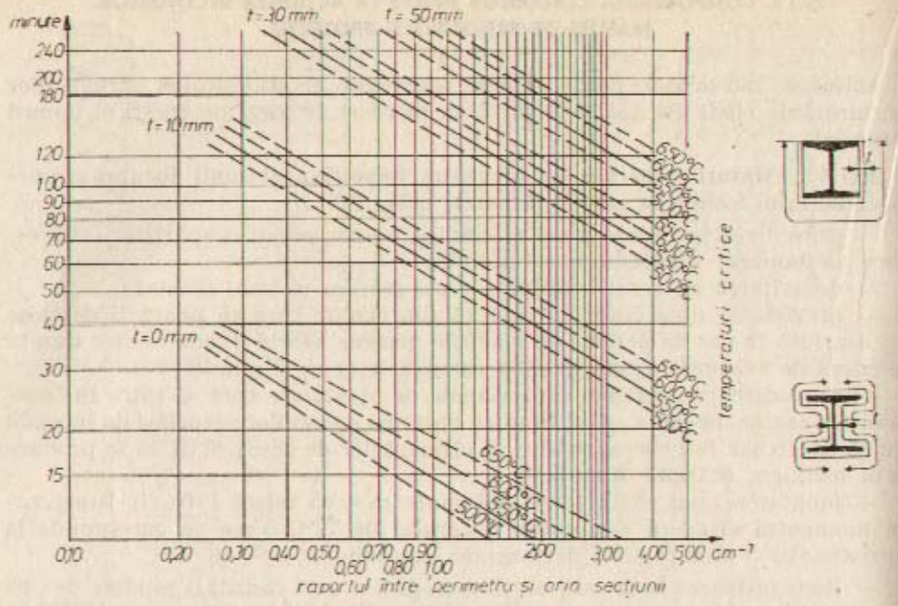



Fig. 29.36. Determinarea grosimii stratului de protecție împotriva focului (vermiculit).

În figura 29.37 sînt prezentate cîteva din cele mai înalte clădiri executate în lume cu precizarea caracteristicilor principale.

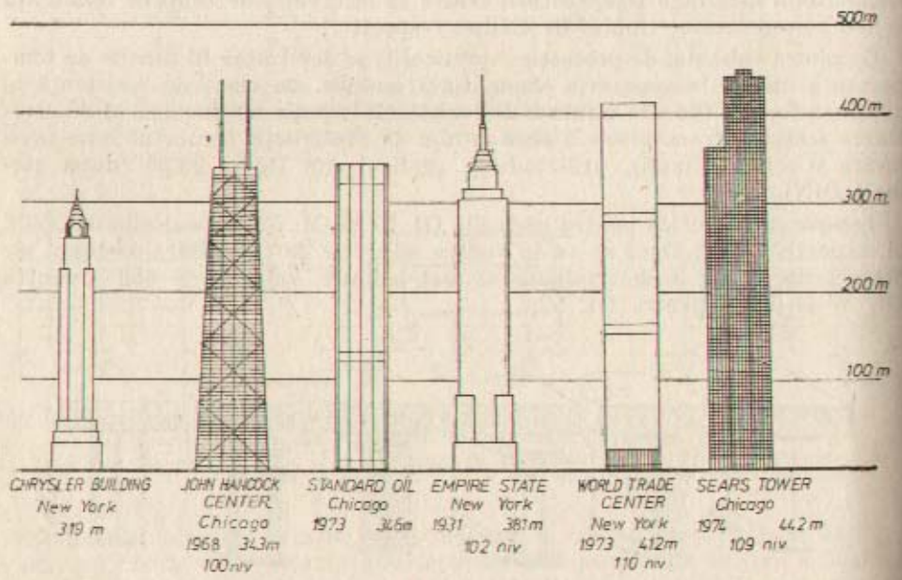



Fig. 29.37. Unele din clădirile cele mai înalte din lume.

## 29.2. STRUCTURI PENTRU DIFERITE SUSȚINERI

### 29.2.1. ALCĂTUIRE

Pentru susținerea grinzilor de rulare în depozite descoperite, a diferitelor instalații exterioare, a conductelor tehnologice, a benzilor de transport sau a galeriilor uzinale se folosesc stîlpi metalici cu diferite forme și alcătuiri. Construcții asemănătoare servesc pentru susținerea unor rezervoare, a unor buncăre sau a unor utilaje tehnologice din industria chimică sau din industria siderurgică.

Stîlpii de susținere se realizează mai frecvent din elemente separate solidarizate cu plăcuțe, elemente rigide orizontale sau zăbrele. Stîlpii pot fi tratați ca elemente plane sau ca elemente spațiale (fig. 29.38).

*Stîlpii pentru estacade* au rolul de a susține grinzile căilor de rulare, pe care circulă podurile rulante care servesc transportului în depozitele descoperite. Pe același stîlp reazemă și grinda secundară care este legată de grinda de rulare prin tabla striată a pasarelei și după caz și printr-o contravîntuire la talpa inferioară (fig. 29.39). Stîlpii se tratează ca elemente plane solidarizate cu zăbrele. Ramura de sub calea de rulare se realizează mai dezvoltată, dintr-un profil dublu T laminat sau compus prin sudare. Cea de a doua ramură, mai puțin solicitată, se alcătuiește cu o secțiune mai mică. Prinderea în fundații se realizează cu buloane de ancoraj. În lung stîlpii estacadei sînt prevăzuți cu portale de frînare.

Solicitările stîlpilor sînt practic aceleași ca și la stîlpii halelor. În plus, trebuie să se țină seama de presiunea dinamică a vîntului pe elementele construcției (atît în lungul estacadei cînd acționează și asupra podului propriu-zis cît și transversal pe construcție cînd se consideră antrenate și grinzile căii). Față de stîlpii halelor care sînt legați la partea superioară cu grinzile cadrului și la care efectul de conlucrare spațială conduce la o reducere a deplasărilor orizontale la nivelul căii de rulare, în cazul estacadelor efectul deforma-

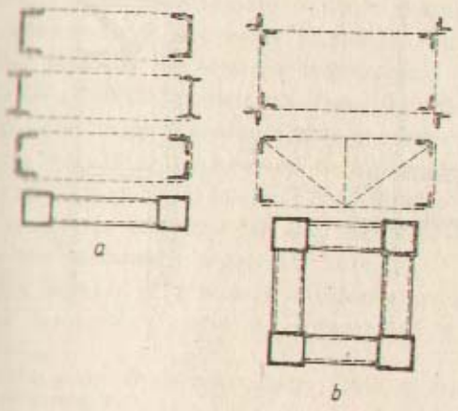



Fig. 29.38. Secțiuni ale stîlpilor de susținere :
a — plani ; b — spațiali.

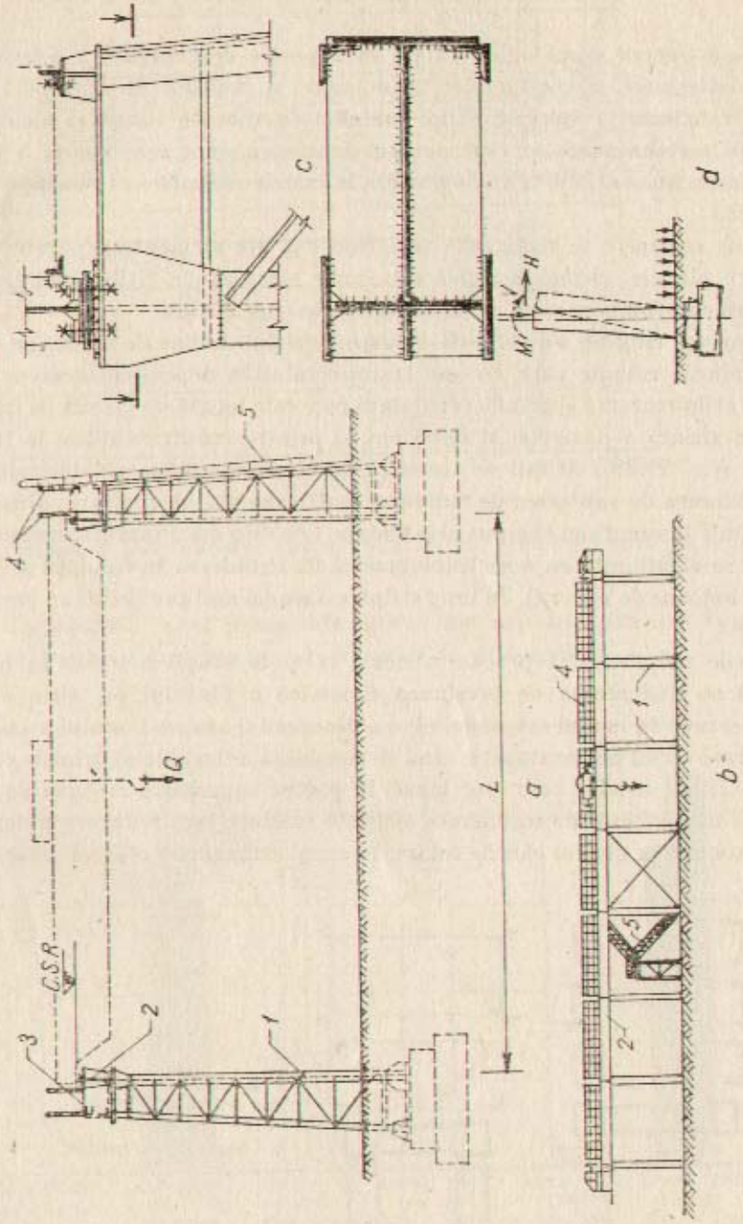



Fig. 29.39. Estacadă pentru poduri rulante :
a — secțiune transversală ; b — vedere laterală ; c — alcătuirea capului stîlpului ; d — așezarea fundațiilor ; 1 — stîlp ; 2 — grindă de rulare ; 3 — pasarelă de întreținere ; 4 — balustradă ; 5 — scară acces.

țiilor este mai important, putînd duce prin modificarea distanței dintre căi (apropierea sau depărtarea căilor) la stînjenirea funcționării corecte a podurilor.

Pot fi de asemenea periculoase tasările fundațiilor datorită încărcării cu materiale grele a platformei depozitului (fig. 29.39, *d*).

În cazul unui depozit de țagle de la o întreprindere metalurgică*, estacada echipată cu poduri rulante de regim foarte greu, avînd două deschideri mari ($L = 35{,}0$ m) este alimentată cu țagle prin transport pe apă (Dunărea). Din acest motiv, grinzile de rulare s-au realizat cu console (de circa 20 m). Solicitările mari datorate forțelor verticale, orizontale și în special efectelor de răsucire care apar au necesitat grinzi de rulare cu secțiune chesonată (fig. 29.40). Stîlpii avînd secțiunea variabilă din cîte două elemente depărtate solidarizate cu elemente rigide orizontale au fost dezvoltați în sens transversal.

*Stîlpii pentru conducte* se așază la distanțe rezultînd din capacitatea portantă a conductelor (fig. 29.41). Aceasta se poate mări prin folosirea unor construcții speciale de consolidare (macaze, tiranți). În cazul conductelor de diametru mic pot fi folosite și pasarele autoportante pe care se pot așeza mai multe conducte. În lung se prevăd lire de dilatație. Stîlpii se prevăd plani cu posibilitatea de deplasare a capătului superior sub acțiunea deformațiilor din temperatură. Din loc în loc se prevăd reazeme fixe asigurate prin ancorarea conductelor pe stîlpi dezvoltați spațial.

La deschideri mari se realizează susțineri pe cabluri în plan vertical, rigiditatea orizontală fiind asigurată de cabluri laterale pretensionate (fig. 29.42) sau printr-un sistem de cabluri de ancorare în planuri înclinate combinate cu cabluri de întindere în lungul conductei (fig. 29.43).

*Stîlpii pentru galerii și benzi de transport* (fig. 29.44) pot avea înălțime variabilă. Și în acest caz se folosesc stîlpii plani ; dacă nu există posibilitatea de ancorare a estacadei într-o construcție rigidă, se prevăd și stîlpi dezvoltați spațial pe care se fixează galeriile și care asigură și stabilitatea stîlpilor plani.

Suprastructura (galeria) — în funcție de necesitățile tehnologice — se poate realiza în soluție deschisă (fig. 29.45) sau închisă (fig. 29.46) din metal sau în soluție compusă (oțel-beton). Ca și la susținerile de conducte și în cazul galeriilor pentru benzi transportoare atunci cînd sînt necesare deschideri mari și foarte mari devin avantajoase soluțiile suspendate pe cabluri (fig. 29.47). Forțele transversale — provenite în special din acțiunea vîntului și acțiuni seismice — necesită dezvoltarea transversală a stîlpilor plani și spațiali (v. fig. 29.46 și 29.48). Solicitările longitudinale (din vînt, acțiuni seismice și tehnologice) se transmit terenului prin prevederea de stîlpi spațiali (rigizi — de regulă un stîlp între două rosturi de dilatație) sau ancorarea galeriei într-o structură rigidă (turn rigid) la capăt (fig. 29.48).

Pentru susținerea recipientelor și a utilajelor tehnologice se folosesc stîlpi spațiali avînd montanții legați cu zăbrele.

Alcătuirea barelor și a nodurilor diferitelor tipuri de stîlpi (elemente cu zăbrele sau elemente în cadre) este prezentată în figura 29.49. În cazul struc-

* Proiect ICB pentru IPROLAM. Colectiv : Prof. C. Dalban, Asist. Ș. Dima, asist. Daniela Frida, ing. E. Georgescu.

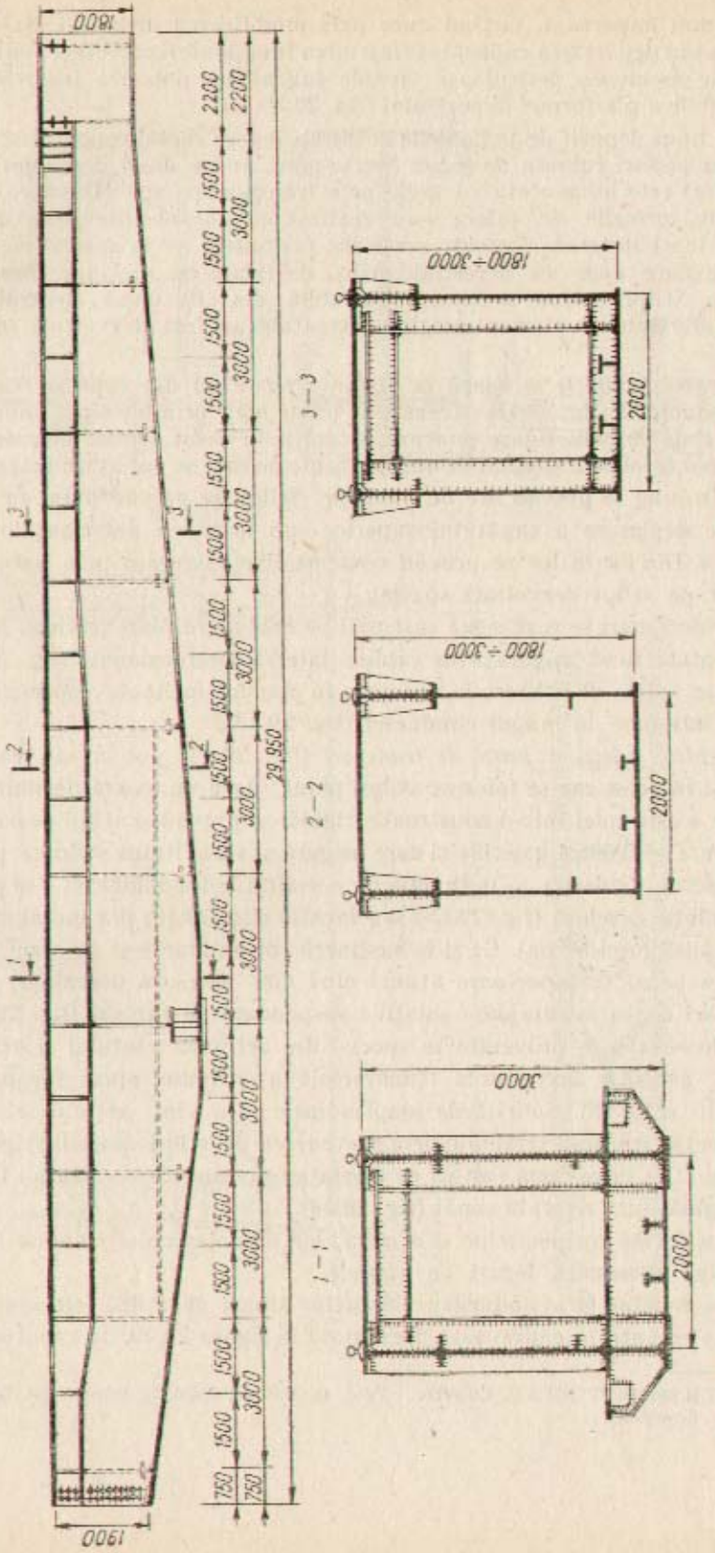



Fig. 29.40. Elevație și secțiuni caracteristice prin grinda de rulare (obișnuită) de pe șirul central al depozitului de tăgle.

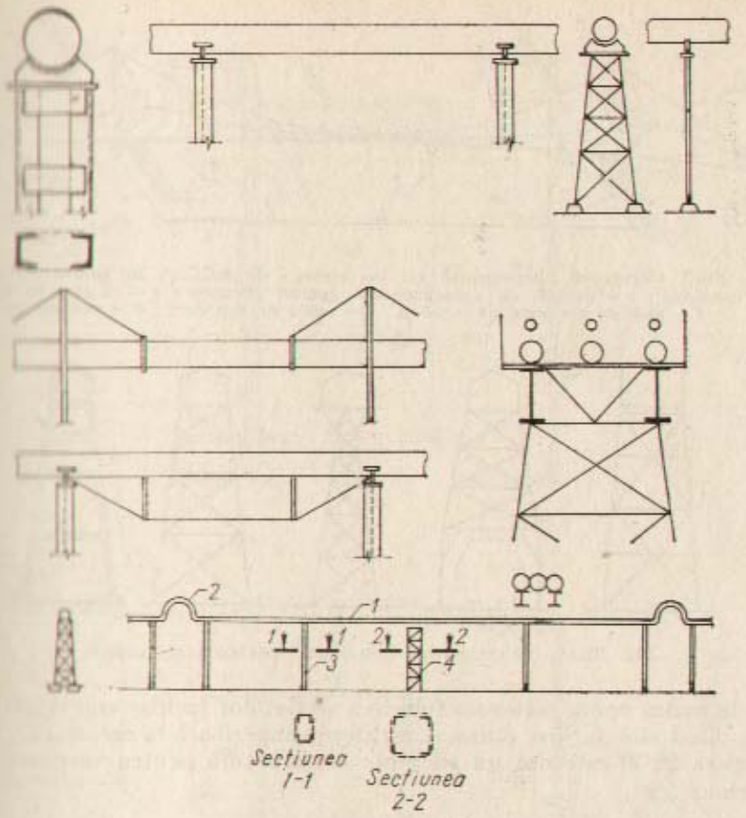



Fig. 29.41. Stîlpi pentru conducte :

1 — conductă sau conducte pe grinzi de susținere ; 2 — compensator (lîră) de dilatare ; 3 — stîlp plan ; 4 — stîlp spațial.

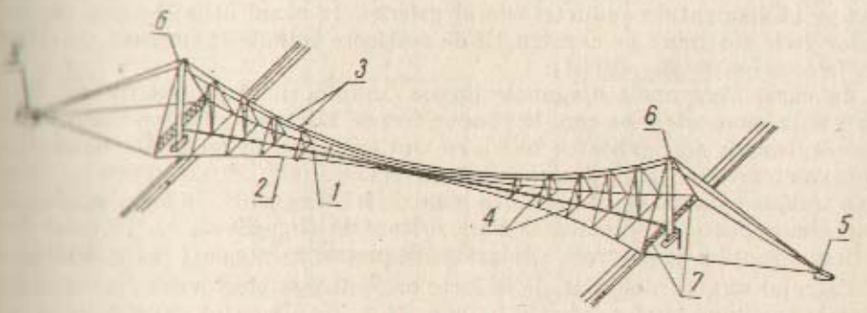


Fig. 29.42. Conductă suspendată cu cabluri purtătoare verticale și cabluri de ancorare orizontale :

1 — conductă ; 2 — cabluri orizontale de ancorare ; 3 — cablu portant ; 4 — cablu de susținere ; 5 — bloc de ancorare ; 6 — pilon ; 7 — console.

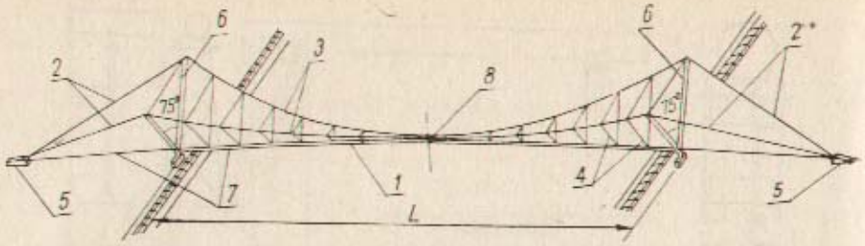


Fig. 29.43. Conductă suspendată cu un sistem de cabluri în planuri înclinate : *1* — conductă ; *2* — cabluri de ancorare ; *3* — cabluri portante ; *4* — cabluri de susținere ; *5* — bloc de ancorare ; *6* — pilon ; *7* — cablu de întindere ; *8* — nod central.

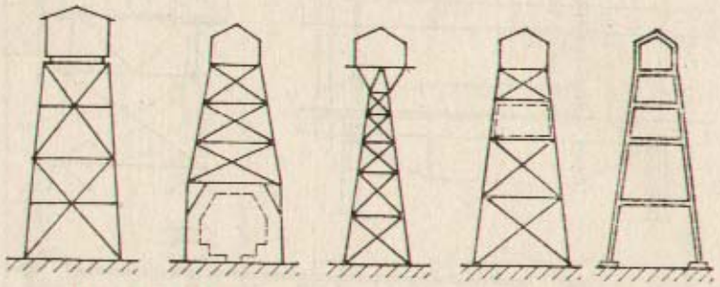


Fig. 29.44. Stîlpi pentru benzi transportoare și galerii.

turilor în cadre apare rațională folosirea secțiunilor închise mai rigide și care asigură, dacă sînt închise etanș, o rezistență superioară la coroziune.

În figura 29.50 este dat un exemplu de structură pentru susținerea utilajelor tehnologice.

### 29.2.2. PARTICULARITĂȚI DE CALCUL

La calculul stîlpilor o încărcare predominantă o constituie presiunea dinamică a vîntului. Trebuie avut în vedere în special vîntul acționînd perpendicular pe aliniamentul conductei sau al galeriei. În cazul utilajelor sau recipientelor grele susținute pe construcții de susținere trebuie examinată și acțiunea forțelor seismice (fig. 29.51).

În cazul cînd unele diagonale lipsesc, montanții respectivi trebuie verificați și la momentele pe care le produc forțele tăietoare ; în acest sens se consideră, funcție de rigiditatea barei, că sînt antrenați în preluarea momentelor încovoietoare montanții din panourile învecinate (fig. 29.52, *a*) care de asemenea trebuie consolidați ca și cei din panoul fără diagonală. În locul montanților învecinați poate fi consolidată bara orizontală (fig. 29.52, *b*). În cazul întăririi montanților cu contrafișe diagrama de momente este dată în figura 29.52, *c*.

Calculul structurilor spațiale la forțe orizontale se efectuează descompunînd forțele în planul fețelor laterale (v. cap. 33...35). În cazul structurilor etajate cu contravîntuiri care susțin utilaje la diferite niveluri se vor determina momentele din încărcări verticale, ținînd seama de prinderile rigide la noduri care încarcă atît stîlpii, cît și elementele de contravîntuire în plan ver-

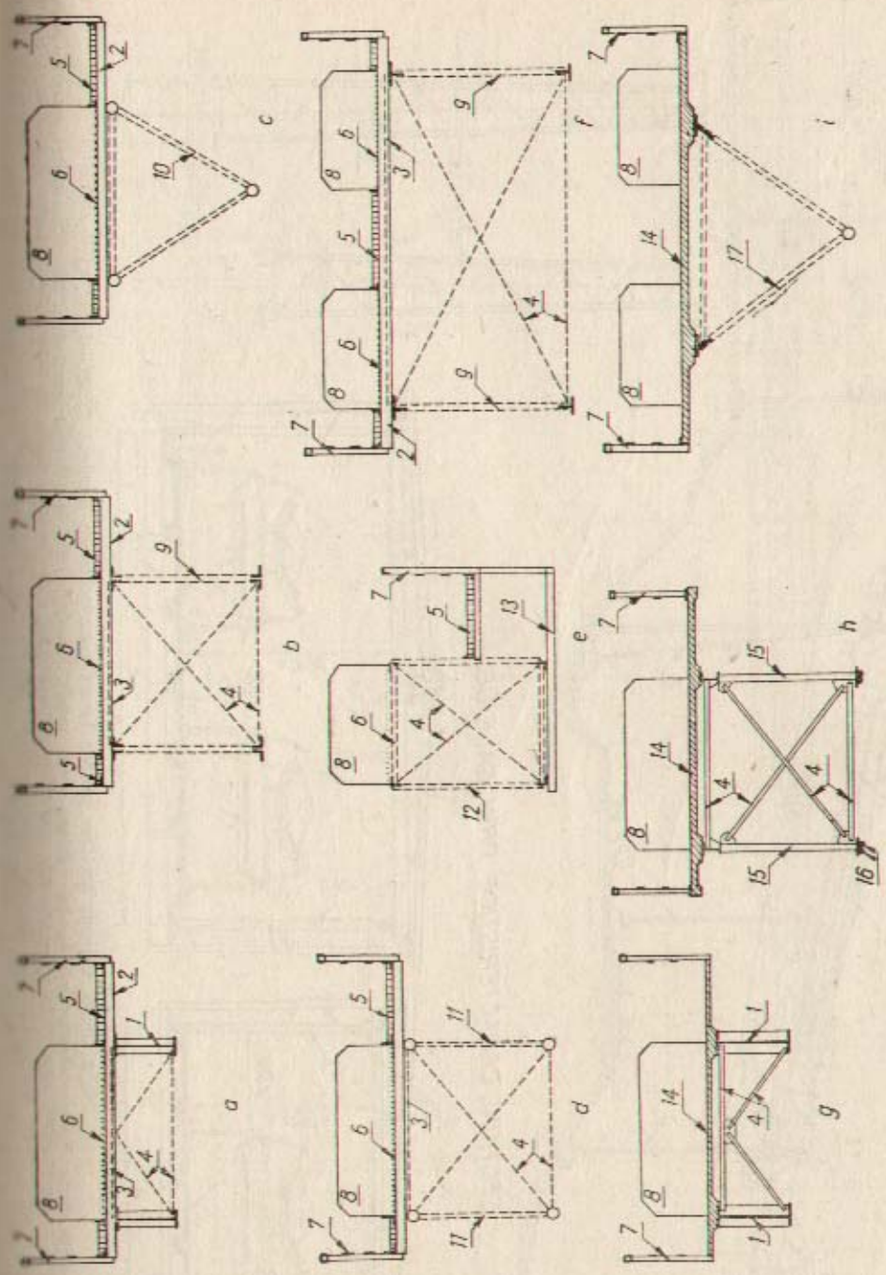


Fig. 29.45. Secțiuni transversale de estacade deschise pentru benzi transportoare : *a*...*i* — soluții integral metalice ; *g*...*i* — soluții compuse oțel-beton ; *1* — grindă metalică cu inimă plină ; *2* — traverse superioare ; *3* — contravîntuire orizontală superioară ; *4* — contravîntuire verticală (din loc în loc) ; *5* — grătar fagure pentru circulație ; *6* — plasă de sîrmă ; *7* — balustradă ; *8* — gabaritul benzii transportoare ; *9* — grinzi principale cu zăbrele ; *10* — grindă spațială (cu zăbrele) din țevi rotunde ; *11* — grinzi cu zăbrele plane din țevi rotunde ; *12* — grindă cu zăbrele spațială (din corniere) ; *13* — traverse inferioare ; *14* — placă beton armat ; *15* — grindă macaz cu tiranți ; *16* — tiranți ; *17* — grindă cu zăbrele spațială din oțel.

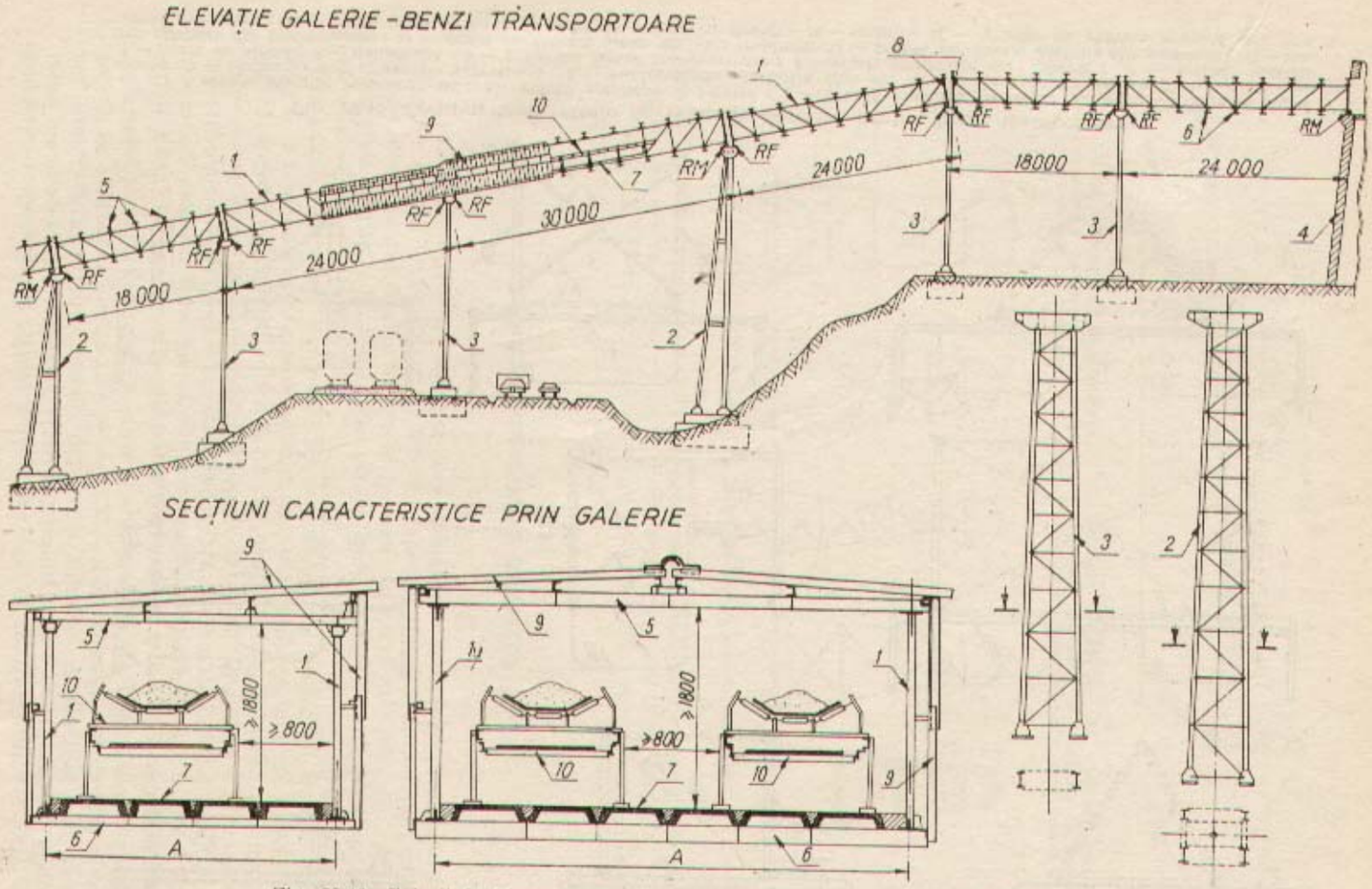



Fig. 29.46. Galerii închise pentru benzi transportoare (proiect I.C.B.—I.P.C.T.):
*R.F.* — reazeme fixe; *R.M.* — reazeme mobile (cu rulouri); *1* — grinzi principale; *2* — stîlpi rigizi (spațiali); *3* — stîlpi elastici (plani); *4* — construcție rigidă; *5* — traverse superioare; *6* — traverse inferioare; *7* — platelaj; *8* — cadre rigide de capăt; *9* — închideri; *10* — bandă transportoare.

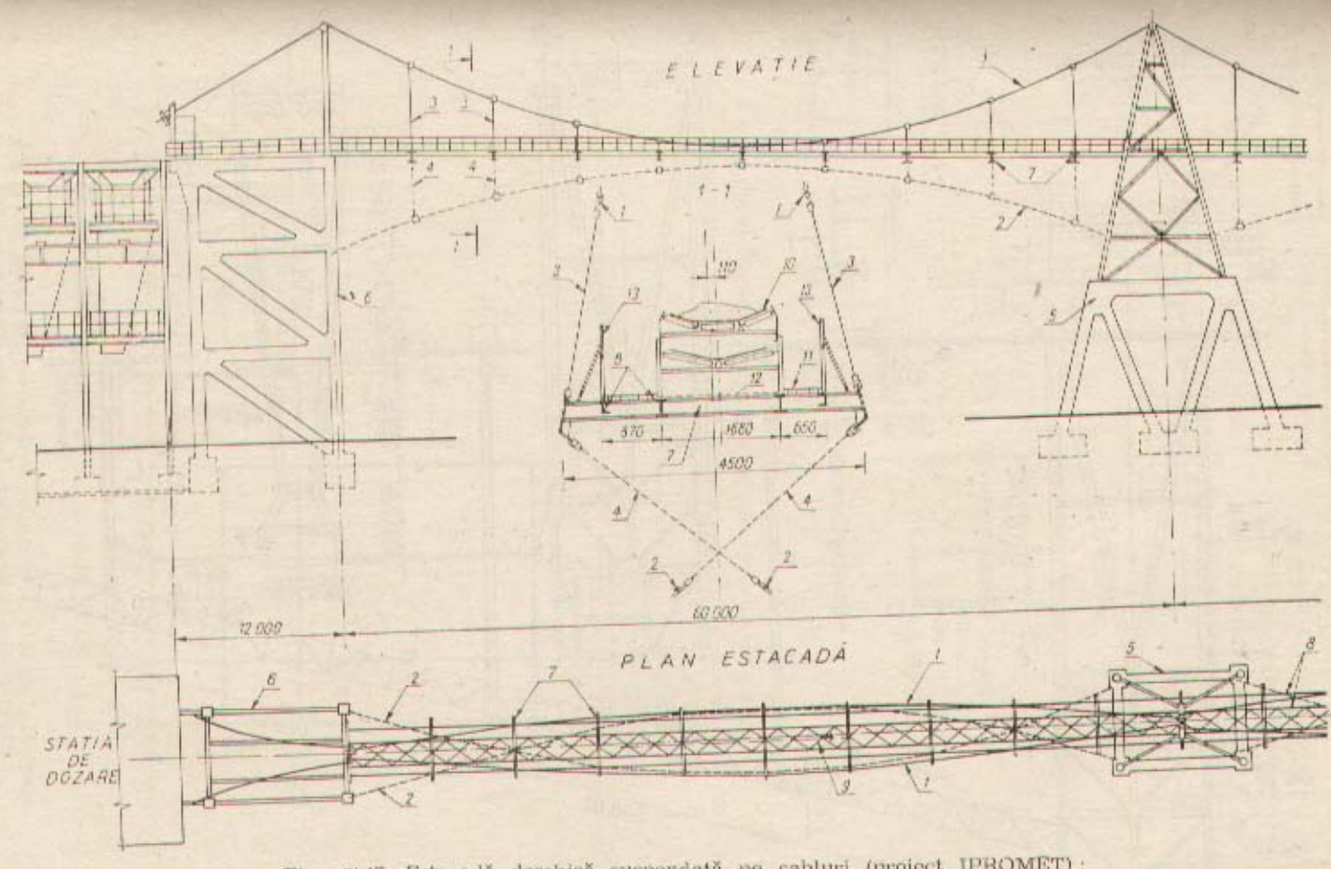



Fig. 29.47. Estacadă deschisă suspendată pe cabluri (proiect IPROMET):
*1* — cablu purtător (∅ 48); *2* — cablu întinzător (∅ 36); *3* — cabluri susținere (∅ 18); *4* — cabluri de ancoraj (∅ 18); *5* — stîlp curent; *6* — stîlp de capăt (întinzător); *7* — traverse inferioare; *8* — lonjeroni; *9* — contravîntuire orizontală; *10* — bandă transportoare; *11* — grătar pentru circulație; *12* — plasă de sîrmă pentru protecție; *13* — balustradă.

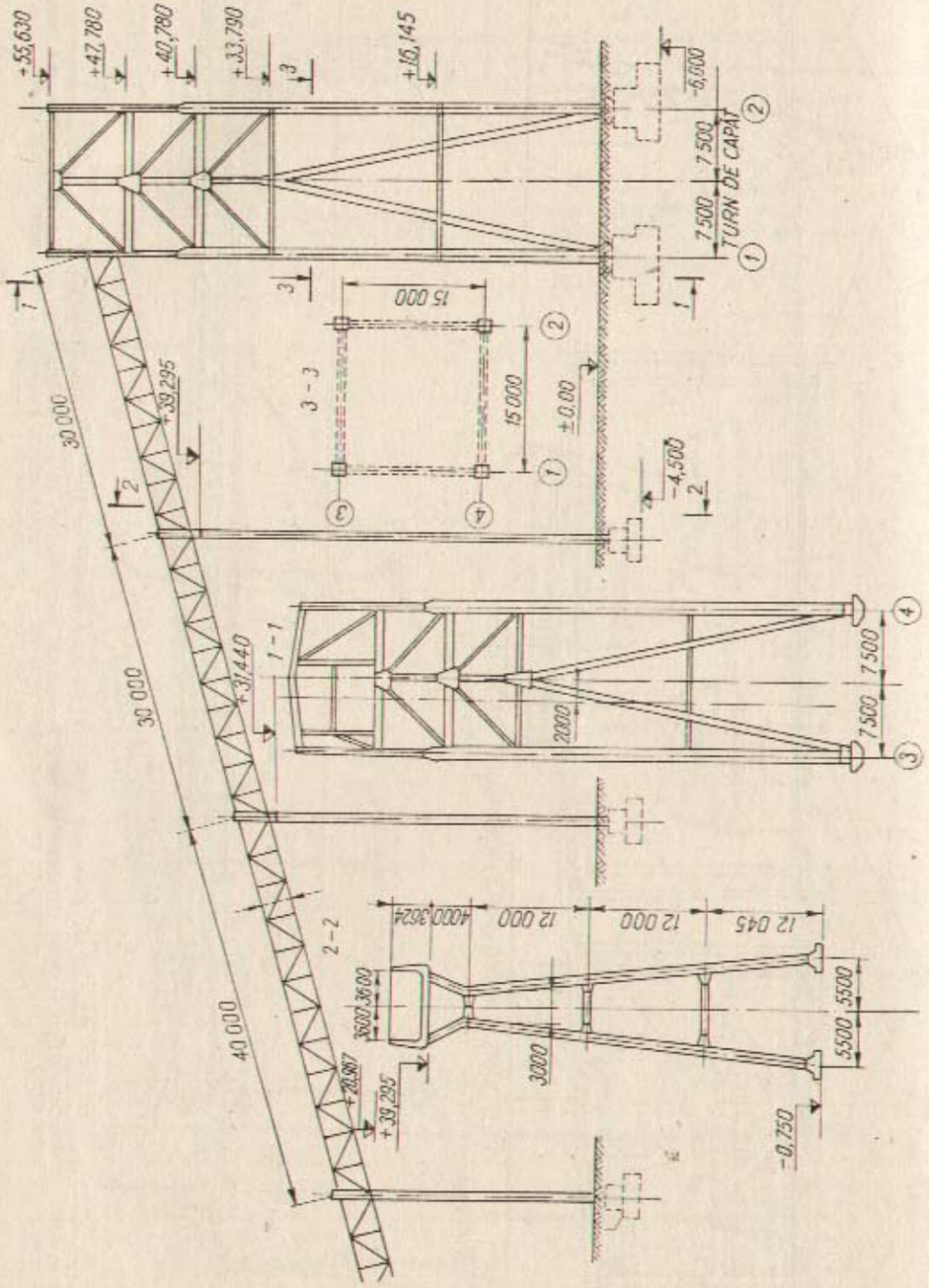



Fig. 29.48. Tronson galerie benzi transportoare si turn de capăt pentru alimentarea continuă cu cărbune la C.E.T. (proiect ISPE LAMA).

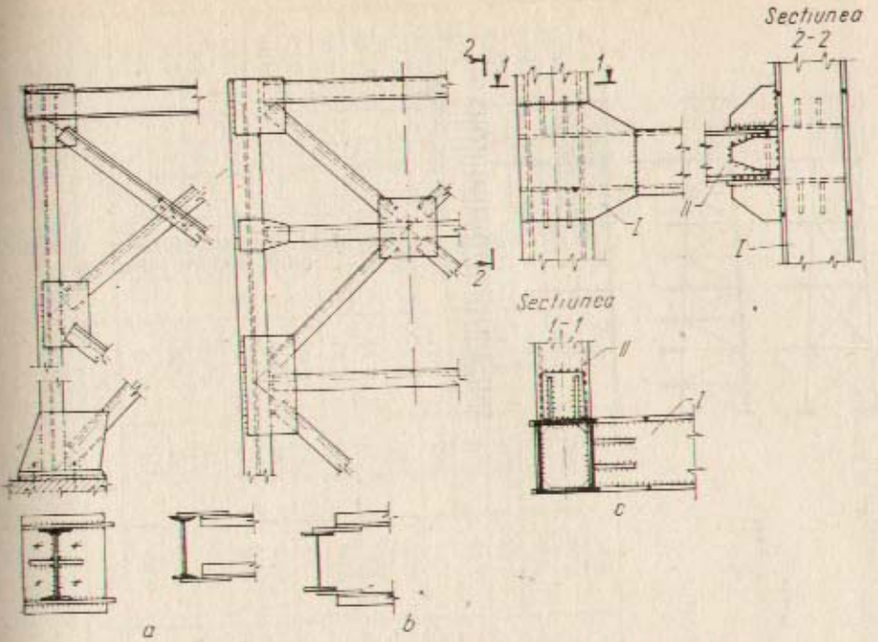



Fig. 29.49. Detalii constructive pentru structuri de susținere ;
a, b — structuri plane ; c — structură în cadru spațial ; I — tronson uzinat ; II — rigă sudată la montaj.

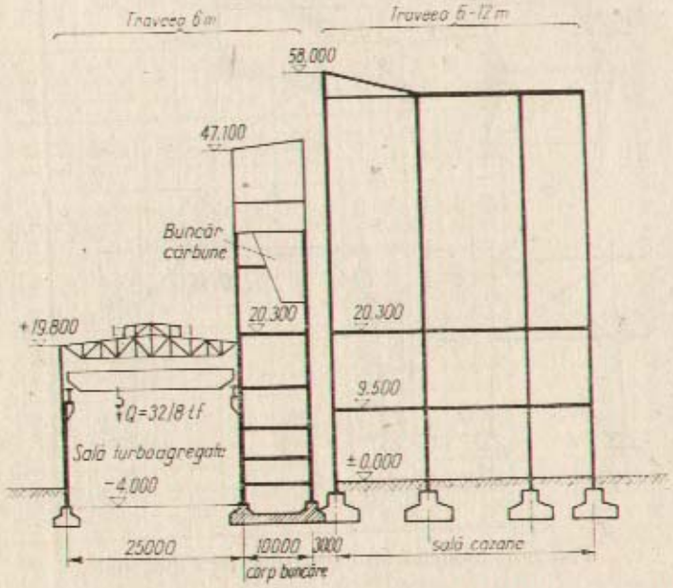



Fig. 29.50. Structură metalică de rezistență a clădirii principale dintr-o centrală electrică de termoficare (proiect ISPE).

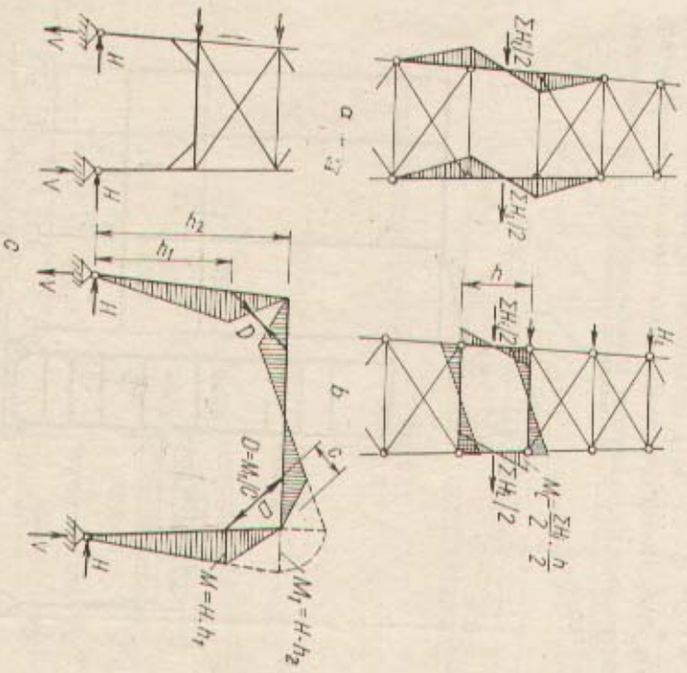


Fig. 29.52. Solicitările panourilor fără diagonale.

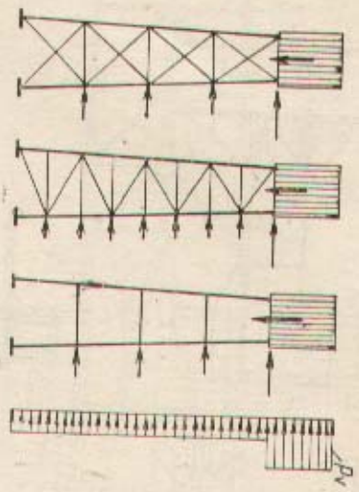


Fig. 29.51. Efectul forțelor orizontale (vînt, acțiuni seismice).

*Tabelul 29.2*

| $\frac{r_s}{r_{gi}}$ | Coeficienții $\mu$ pentru $r_s/r_{gs}$; $l_f = \mu l$ pentru cadre cu noduri deplasabile cu trei niveluri și mai mult | | | | | | | | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | 0 | 0,2 | 0,4 | 0,6 | 0,8 | 1,0 | 2,0 | 4,0 | 6,0 | 8,0 | 10,0 | 15,0 | 20,0 | 25,0 | 30,0 |
| 0 | 1,00 | 1,03 | 1,06 | 1,10 | 1,12 | 1,15 | 1,28 | 1,44 | 1,55 | 1,62 | 1,67 | 1,75 | 1,80 | 1,84 | 1,86 |
| 0,2 | 1,03 | 1,06 | 1,10 | 1,13 | 1,16 | 1,19 | 1,31 | 1,48 | 1,60 | 1,66 | 1,72 | 1,80 | 1,86 | 1,89 | 1,91 |
| 0,4 | 1,06 | 1,10 | 1,13 | 1,16 | 1,19 | 1,22 | 1,35 | 1,52 | 1,64 | 1,71 | 1,77 | 1,86 | 1,91 | 1,95 | 1,97 |
| 0,6 | 1,10 | 1,13 | 1,16 | 1,19 | 1,22 | 1,25 | 1,38 | 1,56 | 1,68 | 1,76 | 1,82 | 1,90 | 1,96 | 2,00 | 2,03 |
| 0,8 | 1,12 | 1,16 | 1,19 | 1,22 | 1,25 | 1,29 | 1,41 | 1,60 | 1,72 | 1,79 | 1,86 | 1,96 | 2,01 | 2,05 | 2,09 |
| 1,0 | 1,15 | 1,19 | 1,22 | 1,25 | 1,29 | 1,31 | 1,44 | 1,64 | 1,76 | 1,84 | 1,91 | 2,00 | 2,06 | 2,10 | 2,13 |
| 2,0 | 1,28 | 1,31 | 1,35 | 1,38 | 1,41 | 1,44 | 1,58 | 1,79 | 1,93 | 2,03 | 2,11 | 2,22 | 2,31 | 2,36 | 2,40 |
| 4,0 | 1,44 | 1,48 | 1,52 | 1,56 | 1,60 | 1,64 | 1,79 | 2,04 | 2,21 | 2,33 | 2,43 | 2,59 | 2,71 | 2,78 | 2,83 |
| 6,0 | 1,55 | 1,60 | 1,64 | 1,68 | 1,72 | 1,76 | 1,93 | 2,21 | 2,40 | 2,56 | 2,66 | 2,88 | 2,99 | 3,11 | 3,17 |
| 8,0 | 1,62 | 1,66 | 1,71 | 1,76 | 1,79 | 1,84 | 2,03 | 2,33 | 2,56 | 2,71 | 2,85 | 3,11 | 3,28 | 3,38 | 3,45 |
| 10,0 | 1,67 | 1,72 | 1,77 | 1,82 | 1,86 | 1,91 | 2,11 | 2,43 | 2,66 | 2,85 | 3,02 | 3,28 | 3,50 | 3,61 | 3,70 |
| 15,0 | 1,75 | 1,80 | 1,86 | 1,90 | 1,96 | 2,00 | 2,22 | 2,59 | 2,88 | 3,11 | 3,18 | 3,61 | 3,88 | 4,03 | 4,19 |
| 20,0 | 1,80 | 1,86 | 1,91 | 1,96 | 2,01 | 2,06 | 2,31 | 2,71 | 2,99 | 3,28 | 3,50 | 3,88 | 4,19 | 4,36 | 4,55 |
| 25,0 | 1,84 | 1,89 | 1,95 | 2,00 | 2,05 | 2,10 | 2,36 | 2,78 | 3,11 | 3,38 | 3,61 | 4,03 | 4,36 | 4,62 | 4,84 |
| 30,0 | 1,86 | 1,91 | 1,97 | 2,03 | 2,09 | 2,13 | 2,40 | 2,83 | 3,17 | 3,45 | 3,70 | 4,19 | 4,55 | 4,84 | 5,07 |

Notații:

$r_s = \frac{I_s}{l_s}$ rigiditatea stîlpului;

$r_{gi}$ — semisuma rigidității riglelor care se prind la capătul inferior al stîlpului considerat;
$r_{gs}$ — idem, dar care se prind la capătul superior.

Observații:

1) pentru raporturile $H/B \geq 6$ (unde $H$ este înălțimea totală a cadrului și $B$ lățimea acestuia) se va verifica și stabilitatea generală a cadrului în ansamblul lui considerat ca o bară compusă încastrată în fundație și liberă la partea superioară;
2) pentru stîlpii cadrelor cu două niveluri valorile coeficienților $\mu$ din tabel se multiplică cu 0,9.

tical (diagonalele). Pentru forțele orizontale un prim calcul aproximativ se efectuează considerînd nodurile articulate, determinîndu-se astfel forțele axiale din bare. Pentru calculul momentelor la noduri se determină deformațiile longitudinale ale barelor, respectiv rotirile relative ale extremităților. Pe baza datelor astfel obținute se face predimensionarea structurii efectuîndu-se apoi calculul automat care furnizează toate valorile necesare verificărilor finale.

În cazul structurilor cu contravîntuiri, lungimile de flambaj ale barelor se pot considera egale cu lungimea lor teoretică în ambele planuri. Pentru cadre fără contravîntuiri (cu noduri deplasabile) se pot folosi valorile din tabelul 29.2.

*ANEXA 29.1*

## CALCULUL PLATELAJELOR DIN TABLĂ STRIATĂ

Panourile de tablă striată se sudează de grinzile pe care sînt așezate. Datorită prinderii sudate reazemele pot fi considerate drept articulații (nedeplasabile pe orizontală). Datorită grosimii mici, tabla capătă săgeți relativ mari în raport cu grosimea ei (fig. 29.A.1); valoarea săgeții poate fi exprimată prin relația care ține seama și de efectul de ordinul doi:

$$f = f_0 \frac{1}{1+\alpha} \sin \frac{\pi x}{l}, \qquad (29.A.1)$$

în care: $f_0 = \frac{5}{384} \frac{ql^4}{E_1 \cdot I}$ este săgeata grinzii considerată ca simplu rezemată;

$E_1 I$ — rigiditatea cilindrică a fișiei de placă în cazul cînd deformațiile transversale nu sînt posibile;

$E_1 = \frac{E}{1-\mu^2}$; $\mu = 0{,}3$ — coeficientul lui Poisson;

$\alpha = \frac{H}{P_E}$; $H$ — efortul de întindere în placă;

$P_E = \frac{\pi^2 E_1 I}{l^2}$; $I = \frac{1 \cdot t^3}{12}$;

$x$ și $l$ — conform figurii 29.A.1.

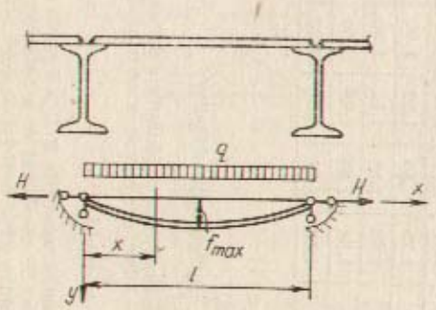



Fig. 29.A.1. Schema de calcul a platelajului.

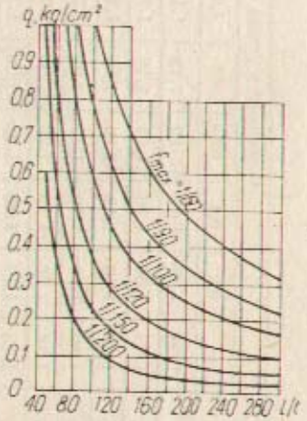



Fig. 29.A.2. Încărcări limită la platelaje în funcție de săgeata maximă și raportul $l/t$.



Săgeata plăcii $f$ se limitează la $\left(\frac{1}{150} \ldots \frac{1}{200}\right) l$. Pornind de la aceste valori se poate determina raportul dintre deschidere și grosime $l/t$ din condiția satisfacerii săgeții maxime admise:

$$\frac{l}{t} = \frac{4}{15}\left(\frac{l}{f}\right)\left(1 + \frac{72\,E_1}{\left(\frac{l}{f}\right)^4 q}\right). \qquad (29.A.2)$$

Raportul $l/t$ se poate determina și cu ajutorul graficelor din figura 29.A.2.

Forța $H$ pe baza căreia se verifică placa și cordoanele de sudură care prind placa de grindă se determină din condiția că ea se dezvoltă datorită alungirii împiedicate a tablei încovoiate.

Ținînd seama de (29.A.1) alungirea tablei rezultă ca diferența între lungimea curbei deformate și coarda ei (fig. 29.A.1) conform relației:

$$\Delta l = \frac{1}{2}\int_0^l \left(\frac{dy}{dx}\right)^2 dx = \frac{\pi^2 f_0^2}{2(1+\alpha)^2 l^2} \int_0^l \cos^2 \frac{\pi x}{l}\, dx = \frac{\pi^2 f_0^2}{4(1+\alpha)^2 l}. \qquad (29.A.3)$$

Alungirea fișiei de tablă de lățime unitară corespunzătoare efortului $H$ este dată de expresia:

$$\Delta l = \frac{Hl}{E_1 t} = \frac{\alpha \pi^2 E_1 I}{l^2} \frac{l}{E_1 t} = \frac{\alpha \pi^2 t^3}{12 l} = \frac{\alpha \pi^2 l^2}{12 l}. \qquad (29.A.4)$$

Din egalarea relațiilor (29.A.3) și (29.A.4) rezultă o ecuație de gradul trei cu necunoscuta $\alpha$ de forma:

$$\alpha(1+\alpha)^2 = 3 f_0^2 / l^2. \qquad (29.A.5)$$

Rezolvînd ecuația (29.A.5) se poate calcula implicit atît efortul de întindere $H$ din tablă:

$$H = \frac{\pi^2 E_1 I}{l^2}\,\alpha, \qquad (29.A.6)$$

cît și săgeata efectivă:

$$f = f_0 \frac{1}{1+\alpha}. \qquad (29.A.7)$$

Cu unele simplificări relația care dă forța $H$ poate fi pusă și sub forma:

$$H = \frac{\pi^2}{4}\left(\frac{f}{l}\right)^2 E_1 t. \qquad (29.A.8)$$

Forța de întindere $H$ din placă reduce momentul încovoietor maxim:

$$M = M_0 \frac{1}{1+\alpha}. \qquad (29.A.9)$$

Cunoscînd dimensiunile platelajului ($l$ și $t$) verificarea capacității portante se efectuează cu relația:

$$\sigma = \frac{H}{A} + \frac{M}{W} \leqslant R. \qquad (29.A.10)$$

În aceste relații $H$ și $M$ se calculează pentru o fișie de lățime unitară, $A = 1 \cdot t$; $I = 1 \cdot t^3/12$; $W = 1 \cdot t^2/6$, iar $M_0 = q\,l^2/8$ reprezintă momentul de simplă rezemare.

Verificarea săgeții se efectuează cu relația (29.A.7).

PARTEA A V-a

# CONSTRUCȚII METALICE CU DESTINAȚII SPECIALE

CAPITOLUL 30

## ELEMENTE GENERALE

### 30.1. INTRODUCERE

Dezvoltarea și diversificarea industriilor și a proceselor tehnologice atrag după sine necesitatea realizării unor construcții speciale care să asigure buna desfășurare a producției. Aceste construcții, prin funcționalitatea lor, necesită forme, dimensiuni, alcătuiri, execuție și mod de exploatare care le diferențiază de celelalte construcții și conduc la anumite particularități ale acestora. După modul lor de alcătuire (ca elemente componente și forme) se disting două mari categorii : construcții din tablă și construcții înalte.

### 30.2. CONSTRUCȚII DIN TABLĂ. VOALAREA PEREȚILOR CU SIMPLĂ ȘI DUBLĂ CURBURĂ

Construcțiile din tablă sînt de regulă destinate pentru păstrarea, transportul, încărcarea, descărcarea sau prelucrarea lichidelor, gazelor sau a materialelor pulverulente. În această categorie se încadrează : rezervoarele pentru păstrarea lichidelor sau gazelor ; buncărele și silozurile pentru materiale pulverulente ; conducte de diametru mare pentru transportul gazelor, lichidelor sau al unor materiale solide ; carcasele furnalelor, recuperatoarelor de căldură (cauperelor) și ale altor instalații și utilaje siderurgice ; structurile speciale și alte recipiente ale aparaturilor din industria chimică și petrochimică ; cuptoarele rotative din industria cimentului și a aluminei etc.

Condițiile de solicitare și exploatare a construcțiilor metalice din tablă sînt foarte diferite — de la temperaturile foarte joase din recipiente criogenice, la temperaturi foarte ridicate în construcția cuptoarelor și coșurilor de fum ; pot fi solicitate static sau dinamic în condiții de presiuni sau subpresiuni interioare ; de asemenea pot lucra în medii cu diferite agresivități etc.

Elementele din tablă necesită o serie de operații suplimentare legate de forma curbă pe care trebuie să o capete pentru alcătuirea diferitelor construcții : vălțuiri, presări la cald sau la rece, matrițări etc.

La alcătuirea construcțiilor din tablă de diferite tipuri se utilizează oțeluri corespunzătoare condițiilor specifice de exploatare ; astfel în cazul recipientelor criogenice se folosesc oțeluri cu tenacitate ridicată la temperaturi coborîte. În cazul solicitărilor importante este indicată folosirea tablelor din oțeluri cu caracteristici superioare (de exemplu, oțeluri cu granulație fină).

Îmbinările construcțiilor din tablă necesită un volum important de muncă, de aceea sudura se realizează de regulă automat. Îmbinările sudate trebuie să îndeplinească atît condiții de rezistență, cît și condiții de etanșeitate.

Îmbinările sudate în uzină se realizează de regulă cap la cap cu sudură în adîncime. Îmbinările de montaj se pot realiza fie cu sudură în adîncime, fie



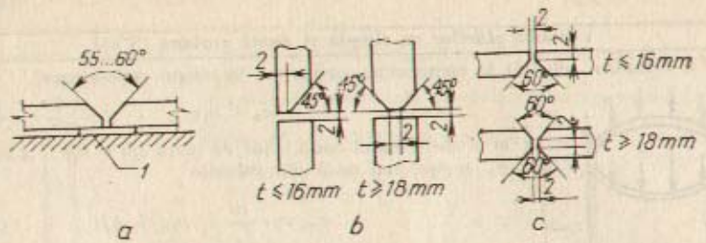



Fig. 30.1. Sudarea cap la cap a tablelor :
*a* — sudură pe placă suport; *b* — suduri orizontale în plan vertical; *c* — suduri verticale ; *1* — placă suport.

cu sudură de colț. În primul caz, trebuie ținut seama că în majoritatea cazurilor resudarea rădăcinii nu este posibilă și de aceea se execută cu o placă suport (fig. 30.1, *a*) ; la elemente verticale prelucrarea muchiilor se va face astfel încît să se permită o sudare ușoară, evitîndu-se scurgerea metalului topit (fig. 30.1, *b* și *c*).

În funcție de solicitarea și importanța elementelor, tablele și cordoanele de sudură sînt supuse unor controale de calitate. Un control general cu ultrasunete se aplică tablelor cu grosimi de peste 15...20 mm în scopul depistării eventualelor defecte de laminare (de exemplu suprapuneri). Cordoanele de sudură se radiografiază în diferite proporții. Recipientul propriu-zis este supus la probe de presiune pentru verificarea rezistenței și a etanșeității îmbinărilor. Prin probele de presiune se realizează și o detensionare a acestuia (v. și cap. 4 și 7). Din punctul de vedere al comportării în exploatare apar anumite probleme care trebuie avute în vedere la proiectare.

La majoritatea construcțiilor din tablă pereții lucrează la solicitări de întindere care au un caracter preponderent. Din acest motiv pereții rezultă de obicei cu grosimi reduse, iar apariția unor eforturi de compresiune poate conduce la fenomene de voalare. În scopul evitării acestor fenomene apare uneori necesitatea prevederii unor măsuri de rigidizare corespunzătoare.

Verificarea la voalare a pereților cu simplă și dublă curbură este prezentată în tabelul 30.1 [S 31].

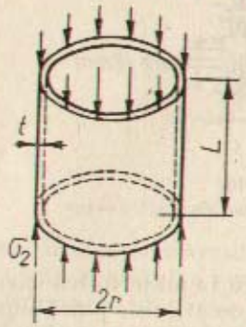
În unele puncte de legătură între diferite elemente se dezvoltă momente încovoietoare care, datorită grosimii reduse a pereților, conduc la deformații plastice locale, care în regim de solicitare preponderent statică pot fi admise în exploatare. În cazul unor solicitări repetate acestea conduc la apariția și dezvoltarea unor fisuri de oboseală, low-cycle fatigue, care în final pot genera ruperi cu caracter fragil (v. § 7.8).

Solicitările de întindere, uneori cu caracter biaxial, constituie situații defavorabile care în prezența altor factori (crestături, concentratori, temperaturi joase) pot conduce la dezvoltarea unor fisuri și la propagarea unor ruperi cu caracter fragil.

În consecință, deși aparent simplă, proiectarea și executarea construcțiilor din tablă necesită o atenție deosebită, atît în concepția constructivă, cît și în alegerea oțelului și a tehnologiei de execuție.

**Voalarea plăcilor cu simplă și dublă curbură** [S 31]

1. Cilindrul solicitat la compresiune uniformă în lungul generatoarei




$$\sigma_2 \leqslant m\sigma_{cr2} \qquad \text{(T.30.1)}$$

$m$ — coeficientul condițiilor de lucru ($m = 0{,}8 \ldots 1{,}0$)
$\sigma_{cr_2}$ = cea mai mică din valorile:

$$\sigma_{cr_2} = c\frac{Et}{r}\,; \quad \sigma_{cr\psi} = \psi R \qquad \text{(T.30.2)}$$

$E = 2{,}1 \cdot 10^5$ N/mm²

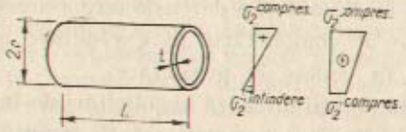
$$\psi = 0{,}97 - \left(0{,}00025 + 0{,}95\frac{R}{E}\right)\frac{r}{t} \qquad \text{(T.30.3)}$$

$c \rightarrow$ conform tabelului 30.1.1

*Tabelul 30.1.1*

| $r/t$ | 50 | 100 | 200 | 300 | 400 | 600 | 800 | 1 000 | 1 500 | 2 500 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $c$ | 0,30 | 0,22 | 0,18 | 0,16 | 0,14 | 0,11 | 0,09 | 0,08 | 0,07 | 0,06 |

2. Cilindrul solicitat la compresiune excentrică sau încovoiere în lungul generatoarei cilindrului.




$$\sigma_2 \leqslant m\sigma_{cr2} \qquad \text{(T.30.4)}$$

$\sigma_{cr2}$ conform (T30.2) multiplicat cu

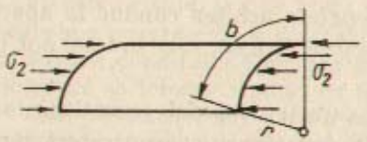
$$k = 1 + 0{,}1\left(1 - \frac{\sigma_2'}{\sigma_2}\right). \qquad \text{(T.30.5)}$$

$\sigma_2'$ și $\sigma_2$ se iau cu semnele corespunzătoare

*Notă:* În secțiunea de moment maxim este necesar ca:

$$\sigma_2 \leqslant 1{,}47\left(\frac{l}{r}\right)^{5/2} \cdot 10^4 \text{ N/mm}^2 \qquad \text{(T.30.6)}$$

3. Panoul cilindric rezemat pe două generatoare și pe două arce ale directoarei (de lungime desfășurată $b$), comprimat uniform în lungul generatoarei.




În cazul când $\frac{b^2}{rt} \leqslant 20$ se poate verifica la voalare ca o placă plană dacă:

$$\frac{b}{t} \leqslant 1{,}9\sqrt{\frac{E}{\sigma}} \text{ când } \sigma \leqslant 0{,}8R \qquad \text{(T.30.7)}$$

$$\frac{b}{t} \leqslant \frac{37}{\sqrt{1 + 500\frac{R}{E}}} \text{ când } \sigma = R \qquad \text{(T.30.8)}$$

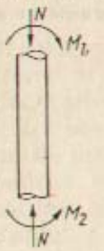
Pentru $0{,}8R < \sigma < R$ valorile $\frac{b}{t}$ se interpolează liniar.

În celelalte cazuri se aplică relațiile de la pct. 1.





4. Elementele de secțiune tubulară cilindrică solicitate la compresiune sau compresiune și încovoiere.



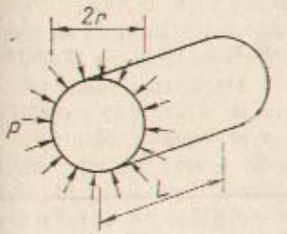

Se verifică la stabilitate generală conform prevederilor cap. 8 și cap. 10. În cazul când $\lambda \geqslant 0{,}35\sqrt{\frac{E}{R}}$, trebuie să satisfacă și condiția de suplețe maximă a peretelui:

$$\bar{s} = \frac{r}{t} \leqslant 3{,}11\sqrt{\frac{E}{R}} \qquad \text{(T.30.9)}$$

Verificarea la voalare a pereților tubulari fără sudură sau cu sudură nu este necesară dacă:

$$\frac{r}{l} \leqslant 0{,}5\,\bar{s}$$

5. Compresiune uniformă normală $\left(\sigma_1 = \frac{pr}{t}\right)$ pe pereții cilindrului de lungime $L$.



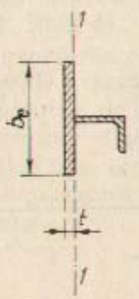

$$\sigma_1 \leqslant m\sigma_{cr1} \qquad \text{(T.30.10)}$$

$$0{,}5 \leqslant \frac{L}{r} \leqslant 10 \quad \sigma_{cr_1} = 0{,}55E\left(\frac{r}{L}\right)\left(\frac{t}{r}\right)^{3/2} \qquad \text{(T.30.11)}$$

$$\frac{L}{r} \geqslant 20 \quad \sigma_{cr1} = 0{,}17E\left(\frac{t}{r}\right)^2 \qquad \text{(T.30.12)}$$

pentru $10 < \frac{L}{r} < 20$ se interpolează liniar.

6. La elementul cilindric prevăzut cu nervuri de rigidizare inelare la distanțe $a \geqslant 0{,}5\,r$ în (T.30.11) și (T.30.12) se introduce $a$ în loc de $L$.

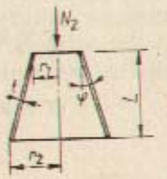



Nervura de rigidizare împreună cu o lățime de placă $b_e = 1{,}3\,t\sqrt{\frac{E}{R}}$ se calculează ca o bară comprimată cu lungimea de flambaj $l_f = 1{,}8r$ supusă la o forță $N = pra$.

Raza de girație se calculează considerînd axa $1-1$ la fața plăcii spre nervură, iar

$$\lambda_{max} \leqslant 3{,}5\sqrt{\frac{E}{R}}$$

7. Elementul de formă conică solicitat de un efort $N_2$




Se verifică cu relația $N_2 \leqslant mN_{cr2}$ (T.30.13)

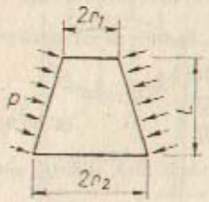
$$N_{cr_2} = 2\pi \cdot r_m \cdot t\,\bar{\sigma}_{cr_2}\cos^2\varphi \qquad \text{(T.30.14)}$$

$\bar{\sigma}_{cr_2}$ conform (T.30.2) în care în loc de $r$ se introduce $r_m$

$$r_m = \frac{0{,}9r_2 + 0{,}1r_1}{\cos\varphi} \qquad \text{(T.30.15)}$$

*Tabelul 30.1* (continuare)

8. Elementul în formă conică solicitat de presiunea uniformă $p$ normală pe suprafață.

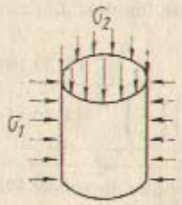



$$\sigma_1 \leqslant m\bar{\sigma}_{cr_1} \qquad \text{(T.30.16)}$$

$$\sigma_1 = \frac{pr_m}{t} \qquad \text{(T.30.17)}$$

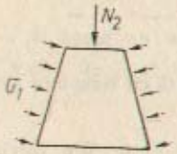
$$\bar{\sigma}_{cr_1} = 0{,}55E\left(\frac{r_m}{L}\right)\left(\frac{t}{r_m}\right)^{3/2} \qquad \text{(T.30.18)}$$

9. Solicitarea biaxială a cilindrului



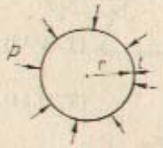

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_{cr_1}} + \frac{\sigma_2}{\sigma_{cr_2}} \leqslant m \qquad \text{(T.30.19)}$$

10. Solicitarea biaxială a elementului conic.




$$\frac{\sigma_1}{\bar{\sigma}_{cr_1}} + \frac{N_2}{N_{cr_2}} \leqslant m \qquad \text{(T.30.20)}$$

11. Element sferic sau segment sferic.




$$\sigma = \frac{pr}{2t} \leqslant m\sigma_{cr} \qquad \text{(T.30.21)}$$

$$\sigma_{cr} = \frac{0{,}1Et}{r} \leqslant R \qquad \text{(T.30.22)}$$



# 30.3. CONSTRUCȚII ÎNALTE

## 30.3.1. ALCĂTUIRE. ACȚIUNI

În categoria construcțiilor înalte se includ turnurile și pilonii pentru radio și televiziune, stîlpii pentru linii electrice aeriene, instalațiile pentru extracția cărbunelui, turlele și masturile pentru foraj, coșurile de fum, turnuri pentru prize de aer sau pentru evacuarea gazelor și altele.

Structurile pot fi realizate cu zăbrele sau cu secțiune plină, în formă tubulară cilindrică sau tronconică. Ele se caracterizează prin raportul ridicat între înălțime și dimensiunea secțiunii transversale (fig. 30.2).

Structurile în formă de turn sînt prinse direct în fundație fiind portante prin alcătuirea lor ; structurile în formă de pilon ancorat sînt rezemate pe fundație și sînt prevăzute cu cabluri ancorate în blocuri de beton.

Structurile înalte sînt supuse la acțiunea unor importante forțe orizontale provenind din vînt, cabluri și conductoare orizontale acționînd unilateral, acțiuni seismice etc.

Încărcările verticale provin din greutatea proprie a structurii metalice, a utilajelor și altor încărcări utile, cum sînt lichidele din rezervoare, vizitatorii de pe platforme, antenele și instalațiile așezate la diferite niveluri, chiciura așezată pe elementele construcției etc.

La pilonii ancorați eforturi axiale importante sînt introduse din pretensionarea cablurilor de ancorare de la diferite niveluri.

Formele constructive sînt diferite. De regulă construcțiile în formă de turn primesc forme apropiate de a solidului de egală rezistență, dimensiunile în plan ale turnului crescînd spre baza lui (fig. 30.2, *a*) ; excepție fac structurile de înălțime relativ redusă. În unele cazuri se realizează structuri în formă de cadru, sau structuri la care mărirea capacității portante se realizează prin contrafișe rigide (fig. 30.2, *d*).

Pilonii ancorați au de regulă secțiune transversală de lățime constantă, cablurile creînd reazeme intermediare care conduc la micșorarea solicitărilor (fig. 30.2, *b*).

Structurile cu zăbrele care au mai mult de trei fețe se prevăd cu diafragme în plan orizontal care asigură indeformabilitatea construcției metalice, preiau solicitările de răsucire și servesc în același timp și pentru susținerea unor platforme și podeste.

Una din încărcările importante care acționează asupra structurilor înalte este presiunea dinamică a vîntului. Presiunea de bază se poate adopta după relația :

$$g_v = \frac{v_{conv}^2}{1\,630}\,[\mathrm{kN/m^2}]. \qquad (30.1)$$

în care $v_{conv}$ este viteza vîntului, în m/s.

Viteza și presiunea dinamică a vîntului variază pe înălțimea construcției metalice, valorile dîndu-se în standarde și norme tehnice (STAS 10101/20-78). În cazul cînd nu se dispune de valorile respective, se poate admite că presiunea la înălțimea $h$ este dată de relația :

$$g_v^{(h)} = g_v^{(10)} \cdot \left(\frac{h}{10}\right)^{2/7}. \qquad (30.2)$$

în care $g_v^{(10)}$ este presiunea la înălțimea de 10 m, deasupra solului.

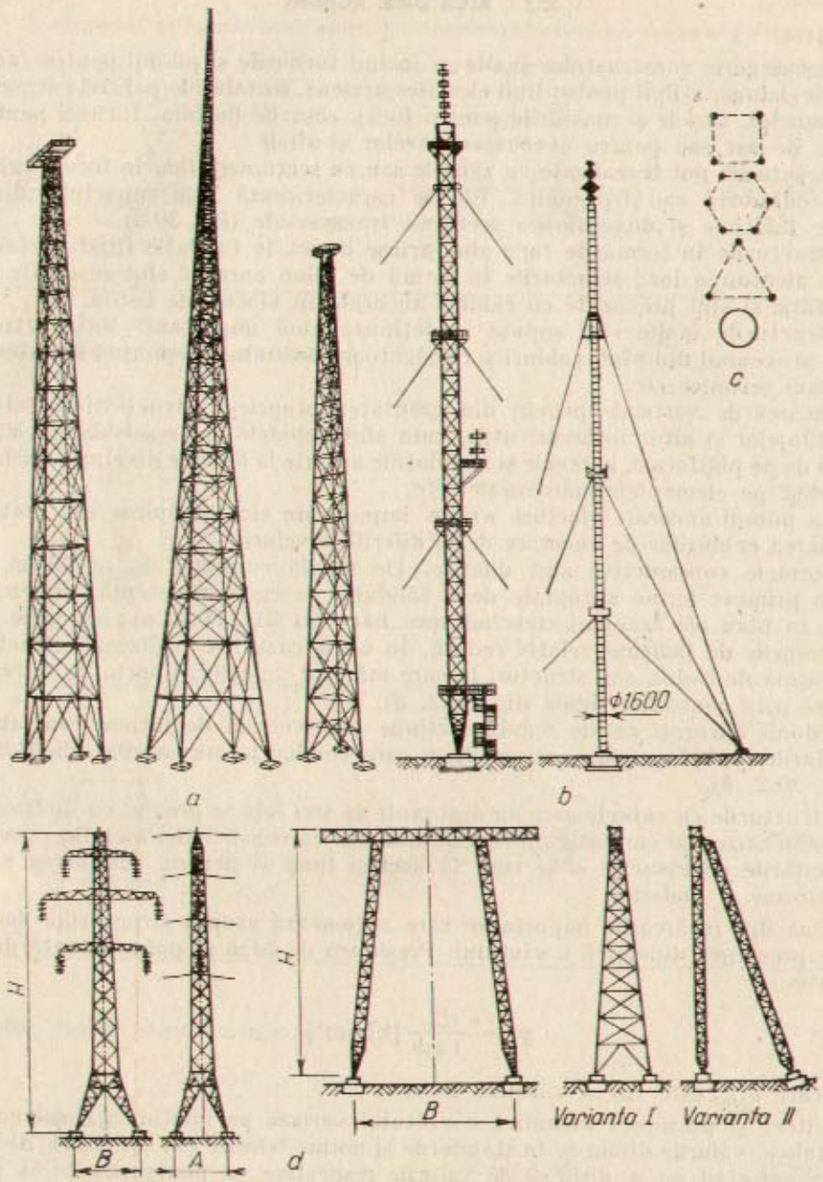



Fig. 30.2. Tipuri de construcții înalte :
*a* — turnuri ; *b* — piloni ancorați ; *c* — tipuri de secțiuni transversale ; *d* — stîlpi LEA.



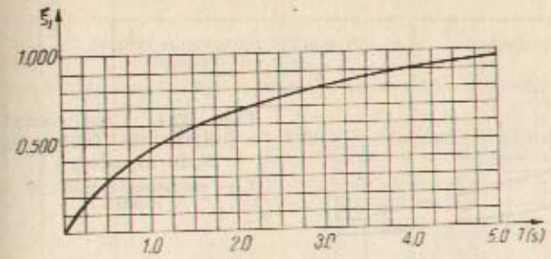



Fig. 30.3. Coeficientul $\xi_1$ funcție de perioada proprie de vibrație.

Presiunea variază pînă la înălțimea de 350 m după care rămîne practic constantă.

Pentru a ține seama de oscilațiile în planul care conține direcția vîntului, presiunea de bază se majorează cu un coeficient dinamic, care este de forma :

$$\beta = 1 + \xi \cdot r, \tag{30.3}$$

în care :

$\xi$ este un coeficient dinamic depinzînd de perioada proprie de vibrație $T$ și de decrementul logaritmic de amortizare al vibrațiilor construcțiilor și care se determină cu relația :

$$\xi = \xi_1 \cdot \xi_2, \tag{30.4}$$

în care $\xi_1$ se determină cu ajutorul graficului din figura 30.3, iar $\xi_2$ se ia conform tabelului 30.2 ;

*Tabelul 30.2*

| Tipul construcției | $\xi_2$ |
|---|---|
| Structuri metalice (fără închideri) | 3,3 |
| Clădiri cu structuri metalice | 2,4 |

$r$ este un coeficient de pulsație a vîntului (de rafală), care are valori mai mari la suprafața solului și scade cu creșterea înălțimii și se ia conform tabelului 30.3, admițîndu-se interpolarea liniară între valorile din tabel.

*Tabelul 30.3*

| Înălțimea deasupra terenului $z$ | $r$ |
|---|---|
| 10 | 0,36 |
| 50 | 0,30 |
| 100 | 0,24 |
| 160 | 0,20 |
| 200 | 0,18 |
| 400 | 0,10 |

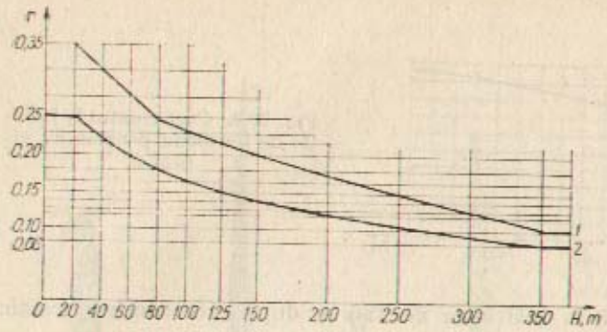



Fig. 30.4. Coeficientul $r$ funcție de înălțimea $H$, în m, pentru : 1 — elemente rigide ; 2 — cabluri.

În figura 30.4 se prezintă comparativ valorile coeficientului de rafală pentru elemente rigide (*1*) și pentru cabluri (*2*).

Presiunea efectivă care se dezvoltă asupra elementelor structurii metalice depinde de coeficientul aerodinamic $c_t$, funcție de forma și de dimensiunile transversale ale elementului. Din acest punct de vedere cornierele, secțiunile U, dublu T sau dreptunghiulare se prezintă defavorabil avînd coeficientul $c_t = 1{,}4$. Pentru elementele din țevi $c_t = 0{,}45 \ldots 1{,}2$ în funcție de numărul lui Reynolds, $\mathrm{Re} = \frac{10d\sqrt{n \cdot g_v}}{\nu}$ (în care $g_v$ este presiunea dinamică de bază a vîntului considerată în calcule în kN/m², $d$ — diametrul țevii, în m, $n$ — coeficientul acțiunii, $\nu$ — viscozitatea cinematică a aerului care pentru $t = 15°C$ și presiunea atmosferică de 760 mm col. Hg este $\nu = 145 \cdot 10^{-7}$ m/s). Se poate alege un diametru de țeavă la care pentru o viteză dată a vîntului, coeficientul dinamic să fie relativ mic conducînd la o presiune redusă a vîntului (fig. 30.5).

Presiunea dinamică a vîntului pe unitatea de lungime a unui element cu secțiune plină este :

$$p_e = \beta \cdot c_t \cdot g_v \cdot h, \qquad (30.5)$$

în care $\beta$, $c_t$ și $g_v$ sînt valori definite anterior, iar $h$ — lățimea elementului, respectiv lățimea proiecției pe plan perpendicular direcției vîntului ; în cazul țevilor, $h = d$.

Pentru structuri cu zăbrele plane și spațiale (ferme) coeficienții $c_t$ se iau conform tabelului 30.4 ; în acest caz $h$ reprezintă lățimea proiecției structurii cu zăbrele pe plan perpendicular direcției vîntului.

Verificarea stabilității dinamice a structurilor înalte ținînd seama de oscilațiile care pot apare într-un plan normal pe direcția vîntului se efectuează conform prevederilor STAS 10101/20-78.

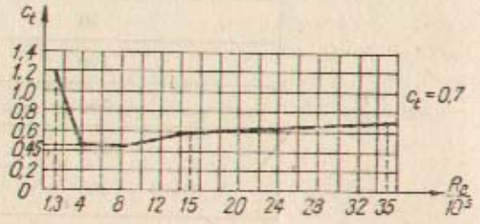
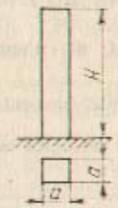



Fig. 30.5. Coeficientul aerodinamic $c_t$ pentru secțiuni tubulare, funcție de numărul lui Reynolds.



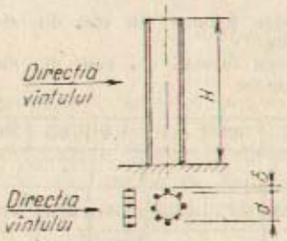
*Tabelul 30.4*

| Nr. crt. | Profilul construcției. Scheme de încărcări din vînt | Indicații pentru definirea coeficientului $c_t$ și folosirea schemelor |
|---|---|---|
| 1 | Construcții pătrate în plan | Coeficientul de rezistență frontală $c_t$ se consideră în calculul construcției ca un întreg |




| Direcția vîntului \ H/a | 25 | 7 | 1 |
|---|---|---|---|
| | $c_t$ | | |
| Perpendicular pe o față | 2,0 | 1,4 | 1,3 |
| Pe diagonală | 1,5 | 1,1 | 1,0 |

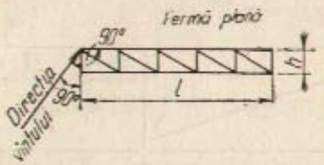
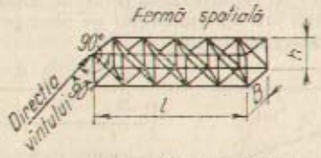
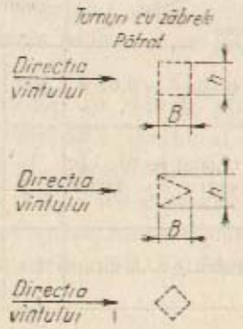
| 2 | Construcții cu suprafața laterală cilindrică și construcții din elemente tubulare, fire electrice etc. | Coeficientul $c_t$ se raportează la proiecția suprafeței construcției sau a elementului pe plan perpendicular direcției vîntului |
|---|---|---|




| Tip secțiune \ l/d | 25 | 7 |
|---|---|---|
| | $c_t$ pentru $\mathrm{Re} \geq 4 \times 10^5$ | |
| Cerc, pentru $\delta = 0{,}02\,d$ | 0,9 | 0,8 | 0,7 |
| Poligon regulat cu 10...12 laturi, pentru $\delta = 0{,}02\,d$ | 1,2 | 1,0 | 0,8 |
| Idem pentru 6...8 laturi | 1,4 | 1,2 | 1,0 |

Pentru conductori și cabluri de linii electrice $c_t$ se admite să se ia :
1,1 pentru conductori și cabluri cu $d \geq 20$ mm, liberi de chiciură
1,2 pentru conductori și cabluri cu $d < 20$ mm liberi de chiciură, precum și pentru firele și cablurile de orice diametru acoperite cu chiciură

*Tabelul 30.4* (continuare)

| Nr. crt. | Profilul construcției. Scheme de încărcări din vînt | Indicații pentru definirea coeficientului $c_t$ și folosirea schemelor |
|---|---|---|
| 3 |  | Coeficientul $c_t$ pentru ferma plană :<br>$c_{tf} = \frac{\Sigma c_{tf} \cdot S_t}{S}$ ; pentru $c_{tf} = c_t = \text{const.}$, $c_{tf} = \varphi c_t$<br>în care :<br>$c_{tf}$ ia valori conform nr. crt. 1 și 2<br>$\varphi = \frac{\Sigma S_t}{S}$ — coeficient de umplere a fermei<br>$S_t$ — suprafața proiecției elementelor fermei pe planul ei<br>$S$ — suprafața fermei calculată la gabaritul său exterior |
| 4 |  <br>  | Coeficientul $c_t$ pentru ferme spațiale (turnuri) :<br>$c_{ts} = c_{tf}(1 + \eta)$<br>în care :<br>$c_{tf}$ ia valori pentru ferma plană conform nr. crt. 3<br>$\eta$ se ia din tabel funcție de $\varphi$ și $B/h$<br>Pentru ferme din țevi pentru $Re > 4 \times 10^5$ ; $\eta = 0{,}95$<br>Valorile intermediare pentru $\eta$ se obțin prin interpolare liniară<br>Pentru construcții de importanță deosebită $\eta$ se stabilește după date experimentale<br>Pentru turnuri cu secțiune triunghiulară coeficientul $c_{ts}$ se multiplică cu 0,9 dacă $\varphi \geqslant 0{,}1$<br>La determinarea lui $c_{ts}$ valoarea lui $c_{tf}$ se calculează în toate cazurile în ipoteza că direcția vîntului este perpendiculară pe fața fermei expusă bătăii vîntului.<br>Pentru direcția vîntului pe diagonala turnului pătrat valoarea lui $c_{ts}$ calculată după formulă se multiplică cu coeficientul $\psi$, care ia următoarele valori :<br>$\psi = 1{,}1$, pentru turnuri din oțel din elemente simple<br>$\psi = 1{,}2$, pentru turnuri din oțel, din elemente compuse |

| $\varphi$ | 0,1 | 0,2 | 0,3 | 0,4 | 0,5 | $\geqslant 0{,}6$ |
|---|---|---|---|---|---|---|
| $B/h$ | $\eta$ | | | | | |
| 1/2 | 0,93 | 0,75 | 0,56 | 0,38 | 0,19 | 0,00 |
| 1 | 0,99 | 0,81 | 0,65 | 0,48 | 0,32 | 0,15 |
| 2 | 1,00 | 0,87 | 0,73 | 0,59 | 0,44 | 0,30 |
| 4 | 1,00 | 0,90 | 0,78 | 0,65 | 0,52 | 0,40 |
| 6 | 1,00 | 0,93 | 0,83 | 0,72 | 0,61 | 0,50 |



La construcțiile înalte de tipul turnurilor sau pilonilor pentru antene la care se pot produce fenomene de oboseală sub acțiunea încărcărilor din vînt, verificarea la oboseală, respectiv valoarea coeficienților acțiunilor se vor determina pe baza unei fundamentări speciale.

În orice caz verificările se fac la încărcări care au o perioadă de revenire mult mai mică decît cele maxime și ca atare valorile acestora sînt relativ reduse.

În anumite cazuri, atunci cînd turnurile sînt legate între ele prin cabluri sau conductoare trebuie luată în considerare și variația de temperatură (vezi calculul stîlpilor pentru linii electrice aeriene).

Greutatea chiciurei (poleiului) se are în vedere sub forma unui strat de gheață de 10...30 mm grosime care poate acoperi barele metalice ; greutatea tehnică volumetrică a chiciurei este 0,75 t/m³.

Avînd în vedere posibilitățile de acționare concomitentă a mai multor încărcări se consideră că în diferitele grupări, în afară de încărcările permanente, cvasipermanente, încărcările temporare variabile, susmenționate, pot intra în următoarele combinații posibile :

— vînt cu intensitatea maximă și temperatură medie (10...15°C) ;

— chiciură, temperatură de —5°C la care se formează chiciura și vînt cu o presiune redusă la care chiciura se poate menține pe elementele de construcție ;

— temperatura maximă, respectiv cea minimă dar fără vînt ; pentru țara noastră valorile respective sînt +40°C și —30°C.

Calculul la acțiuni seismice se efectuează după regulile obișnuite. Avînd în vedere greutatea relativ redusă a structurii metalice și forțele orizontale importante care rezultă din presiunea dinamică a vîntului, acțiunile seismice în general nu duc la eforturi care să modifice dimensiunile rezultate din celelalte solicitări.

CAPITOLUL 31

# REZERVOARE

## 31.1. TIPURI DE REZERVOARE

Rezervoarele servesc pentru păstrarea produselor petroliere, a apei, gazelor etc. După formă rezervoarele se clasifică în : cilindrice verticale, cilindrice orizontale, în formă de picătură și sferice. O clasificare a rezervoarelor metalice, în funcție de capacitatea de depozitare, ar putea fi următoarea : mici : <100 m³ ; mijlocii : 100...5 000 m³ ; mari : 5 000...50 000 m³ ; foarte mari : >50 000 m³.

Rezervoarele pot avea volumul constant sau variabil și pot fi așezate deasupra solului sau îngropate. Tipul rezervorului se alege în funcție de materialul înmagazinat, de capacitate și de regimul de exploatare.

Corpul și fundul *rezervoarelor cilindrice verticale* se execută din tole de oțel de grosime care de regulă nu coboară sub 4 mm. Pentru acoperișuri se folosesc tole a căror grosime poate fi mai mică. Grosimea maximă a pereților poate

ajunge pînă la 30...35 mm. Se recomandă evitarea grosimilor mari care implică dificultăți la sudare mai ales dacă se folosesc oțeluri slab aliate cu limită de curgere ridicată.

În ultimele trei decenii, în unele țări, pentru realizarea părții superioare a corpului și acoperișului rezervoarelor s-au folosit aliaje de aluminiu care sînt mai ușoare și mai rezistente la coroziune decît oțelurile obișnuite.

În corpul rezervoarelor se prevăd o serie de găuri pentru trecerea conductelor, pentru vizitare etc. De regulă aceste găuri trebuie întărite în mod corespunzător pentru a evita concentrări excesive de tensiuni care ar putea duce la amorsarea unor ruperi cu caracter fragil.

### 31.1.1. REZERVOARE CILINDRICE VERTICALE

*Rezervoarele cilindrice verticale cu capac fix* (fig. 31.1) sînt alcătuite din fund, corp și capac (acoperiș). Instalațiile rezervoarelor constau din conductele pentru umplere și golire, din ventile, din dispozitive pentru curățire și supraveghere (guri de vizitare, scări etc.). Pentru protecția împotriva descărcărilor electrice se prevăd instalații de paratrăznet sau o legare corespunzătoare la pămînt. În lipsa paratrăznetului este necesar ca grosimea capacului să nu coboare sub 4...5 mm pentru a evita penetrarea tablei la descărcarea electrică.

Corpul rezervorului este alcătuit din fîșii cilindrice orizontale denumite *virole* a căror înălțime este determinată de lățimea tablei folosite. Înnădirea tablelor care intră în alcătuirea unei virole de regulă este realizată din uzină cu sudură cap la cap.

Îmbinările de șantier (montaj) ale virolelor se realizează de regulă cap la cap cu sudură în adîncime (fig. 30.1, *b* și *c*). La unele rezervoare de dimensiuni

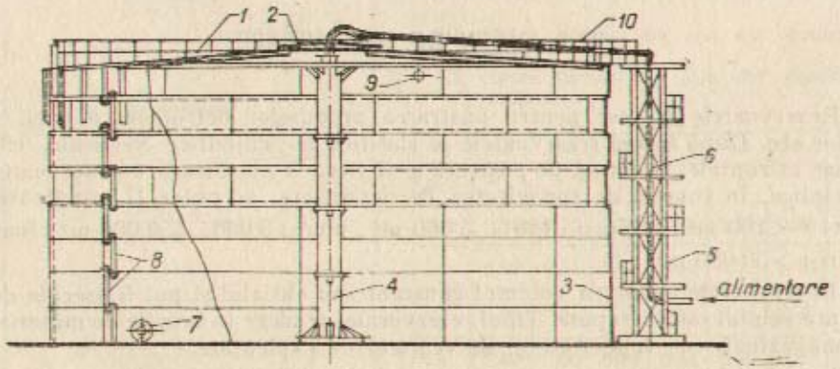



Fig. 31.1. Rezervor cilindric vertical cu capac fix :
1 — capac ; 2 — gură de alimentare și vizitare ; 3 — manta ; 4 — stîlp central ; 5 — scară acces și susținere conductă de alimentare ; 6 — conductă de alimentare ; 7 — gură de golire ; 8 — tuburi indicatoare de nivel ; 9 — supapă de siguranță ; 10 — balustradă.



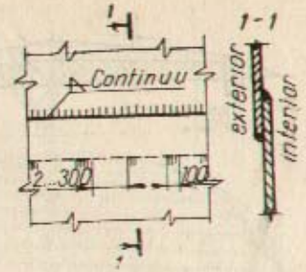



Fig. 31.2. Îmbinarea prin suprapunere a virolelor.

mai reduse se poate folosi îmbinarea prin suprapunere (fig. 31.2) în care caz sudurile în relief inferioare pot fi întrerupte, iar sudurile superioare (interioare) sînt obligatoriu continue și etanșe. Dacă înălțimea rezervorului este mare apare necesară introducerea unui inel de rigidizare intermediar între fund și acoperiș.

Fundul rezervorului se realizează din subansambluri uzinate, alcătuite din tole sudate cap la cap. Îmbinarea de montaj (la șantier), dintre subansamblurile care alcătuiesc fundul se poate executa numai pe partea superioară ; în consecință ele se vor realiza prin suprapunere cu sudură în relief (fig. 31.3), ceea ce reprezintă o soluție relativ simplă și fără cerințe prea severe privind toleranțele de execuție. O soluție care necesită o execuție mai precisă o reprezintă sudarea cap la cap pe plăcuță suport (fig. 30.1, *a* și 31.3, *c*, *f*) care impune păstrarea unor distanțe fixe între marginile tolelor care se sudează. Pentru

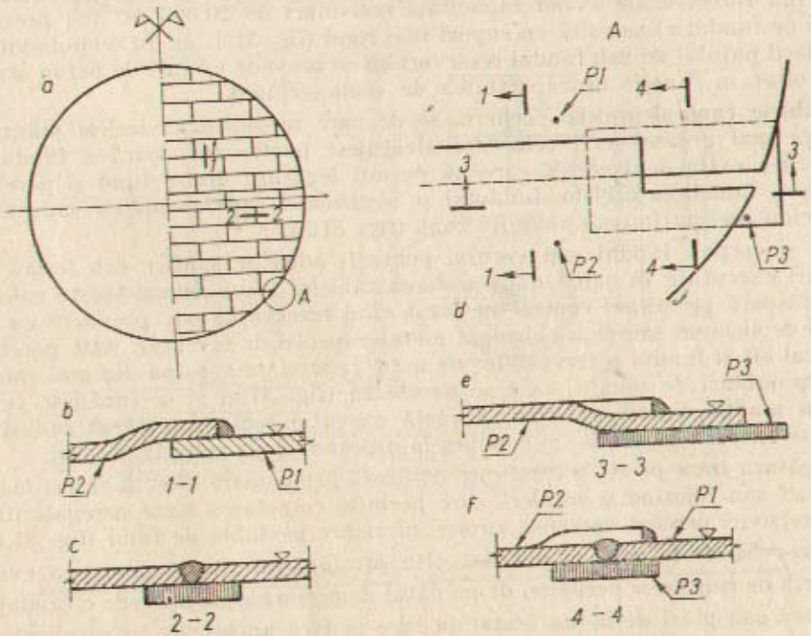



Fig. 31.3. Îmbinarea de montaj a subansamblurilor care alcătuiesc fundul rezervorului :
*a* — ansamblu ; *b*, *c*, *d*, *e* și *f* — detalii.

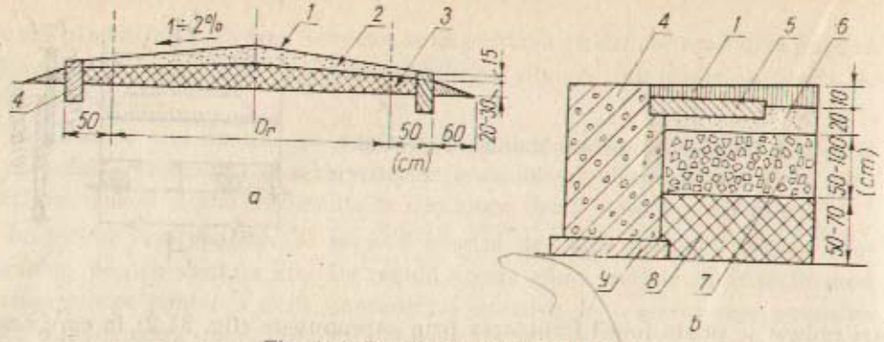



Fig. 31.4. Fundația rezervoarelor :
*1* — izolație anticorosivă ; *2* — strat filtrant ; *3* — argilă compactată ; *4* — inel din beton armat ; *5* — dală beton armat ; *6* — nisip grăunțos ; *7* — solciment ; *8* — piatră spartă ; *9* — beton simplu B 50.

a asigura protecția anticorosivă, exploatarea mai bună și întreținerea mai ușoară, fundul rezervorului se realizează înclinat, așezîndu-l pe un pat de nisip (izolat hidrofug cu un strat de pămînt bitumat) cu panta de circa 1 — 2% (fig. 31.4). Sub stratul de nisip se prevede un strat de pietriș cu rolul de a împiedica ridicarea apei prin capilaritate și de a evita stagnarea apelor sub fundul și în jurul rezervorului ; în acest sens se dau suprainălțări și pante convenabile.

Modul de tratare a fundației este funcție și de capacitatea rezervoarelor. Astfel, rezervoarele mici și mijlocii se pot așeza pe un pat elastic (fig. 31.4, *a*) pe cînd rezervoarele avînd capacități mai mari de 20 000 m³ (cu presiuni mari pe fundație) necesită un suport mai rigid (fig. 31.4, *b*). În scopul evitării refulării patului de sub fundul rezervorului se prevede un inel de beton armat dezvoltat în funcție de capacitatea de înmagazinare.

Tablele care alcătuiesc periferia și de care se sudează virolele mantalei se iau mai groase decît cele care alcătuiesc partea interioară a fundului. Pentru a evita denivelările care nu permit legătura dintre fund și peretele vertical, înnădirea tablelor fundului se realizează cap la cap cu sudură în adîncime, cel puțin pe o anumită zonă (fig. 31.3).

Ca și corpul, fundul rezervorului poate fi adus pe șantier sub formă de rulouri executate în uzină după sudarea tablelor și virolelor. Aceste rulouri se înfășoară pe stîlpul central în cazul cînd rezervorul este prevăzut cu un astfel de element sau pe un element metalic special de inventar. Atît peretele vertical cît și fundul rezervoarelor de mare capacitate constau din mai multe subansambluri de montaj care se derulează (fig. 31.5) și se înnădesc între ele în modul descris anterior. Această execuție reduce numărul sudurilor care se execută pe șantier și conduce la un randament mare la montaj.

Legătura între pereți și fund este realizată prin sudare directă cu cordoane în relief sau folosind o cornieră care permite corectarea unor neregularități și nepotriviri privind așezarea virolei inferioare pe tabla de fund (fig. 31.6). La rezervoarele la care se pot dezvolta presiuni interioare, pentru a evita tendința de ridicare a periferiei de pe patul de rezemare, se prevede o fundație circulară sau plăci de beton armat în care se face ancorarea cu șuruburi de ancoraj dispuse pe periferie. Pentru asigurarea peretelui rezervorului împotriva unor fenomene de voalare locală se prevede o rigidizare interioară (fig. 31.7).



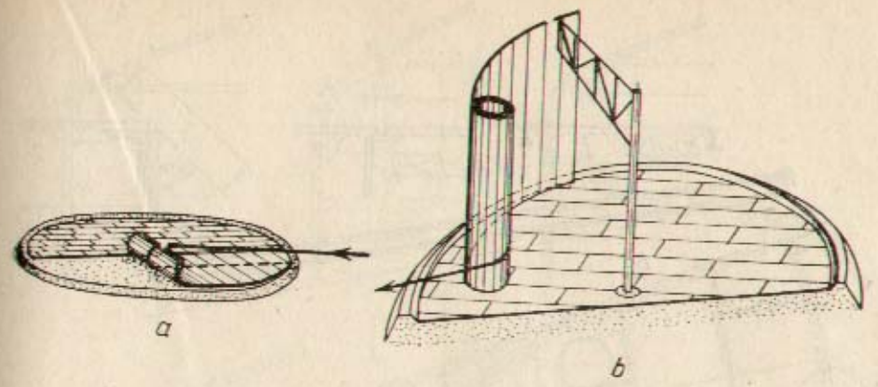



Fig. 31.5. Derularea și așezarea părților componente ale :
*a* — fundului ; *b* — peretelui vertical.

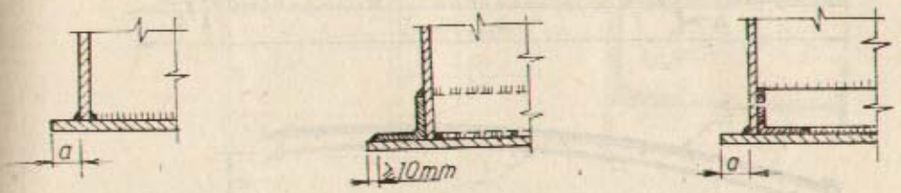



Fig. 31.6. Prinderea peretelui vertical de fundul rezervorului.

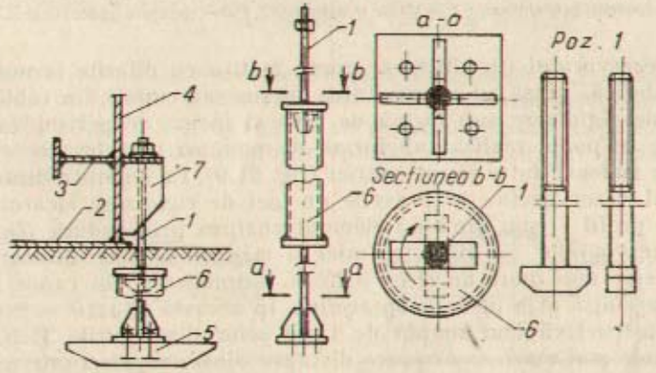



Fig. 31.7. Prinderea rezervorului de fundații :
*1* — șurub de ancoraj ; *2* — fundul ; *3* — nervură de rigidizare ; *4* — perete vertical ; *5* — placă de ancorare (beton armat) ; *6* — țeavă metalică ; *7* — scaun de ancorare.

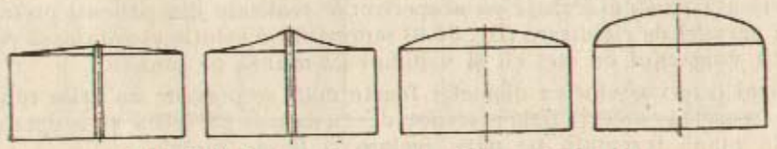


Fig. 31.8. Forme ale acoperișurilor rezervoarelor.

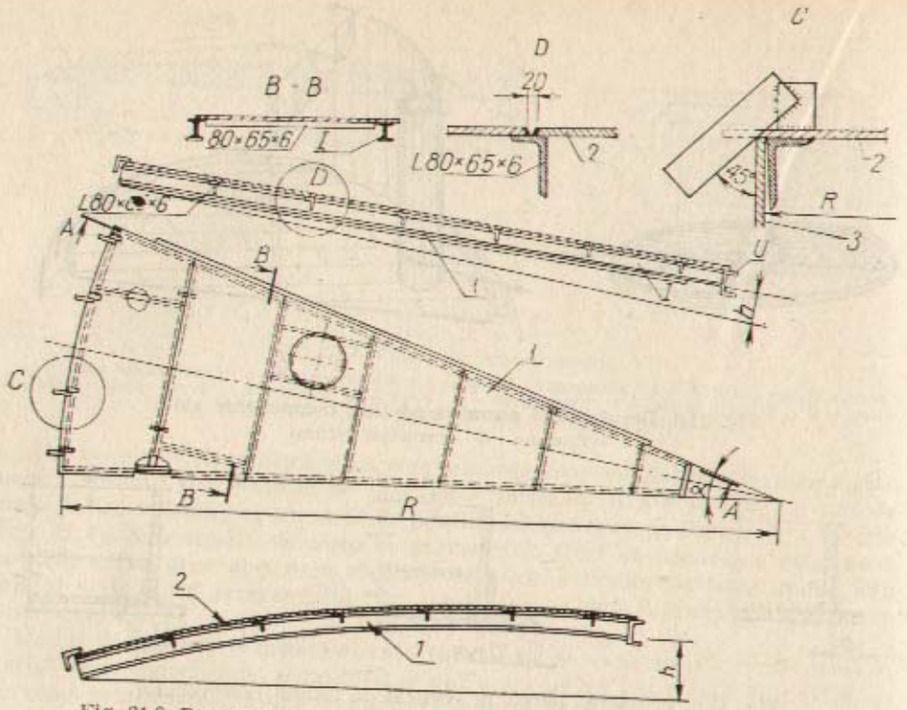



Fig. 31.9. Panouri plane sau curbe pentru acoperișuri prefabricate :
*1* — panou prefabricat ; *2* — tabla acoperișului ; *3* — peretele rezervorului.

Capacul rezervorului (fig. 31.8) se poate realiza cu diferite forme : cupolă conică sau sferică, pînză cu concavitatea în sus sau cupolă din tablă întărită cu nervuri de rigidizare sub formă de arce și inele ; acoperișul cu nervuri de rigidizare se poate realiza sub formă de panouri prefabricate curbe sau plane care se sudează între ele pe șantier (fig. 31.9). La legătura dintre acoperiș și corpul rezervorului se prevede un inel de rigidizare alcătuit dintr-o cornieră, un profil U sau dintr-un element compus prin sudură (fig. 31.10). În cazul rezervoarelor cu diametre mici și mijlocii la care distanța dintre căpriori nu este mai mare de circa 3,25 m, împingerea din capac se poate considera transmisă prin placa acoperișului. În această situație se recomandă o soluție constructivă mai simplă de tipul celor din figurile 31.10, *a*...*e*. La rezervoarele mai mari, sau la care distanța dintre căpriori este mai mare, mantaua se întărește cu un inel mai rigid, transmiterea solicitărilor considerîndu-se că are loc prin intermediul căpriorilor (fig. 31.10, *f*). La mijlocul rezervorului căpriorii cu axele drepte sau curbe se prind pe un inel central alcătuit din table sudate (vezi și fig. 31.32).

Experiența existentă arată că acoperișurile realizate din panouri prefabricate cu nervuri de rigidizare (fig. 31.9) reprezintă o soluție avantajoasă reducînd atît consumul de oțel cît și volumul de muncă pe șantier.

În cazul rezervoarelor cu diametre foarte mari se prevede un stîlp central pe care reazemă arce radiale ; se pot de asemenea prevedea și acoperișuri cu tablă plană rezemată pe pane inelare și ferme radiale.



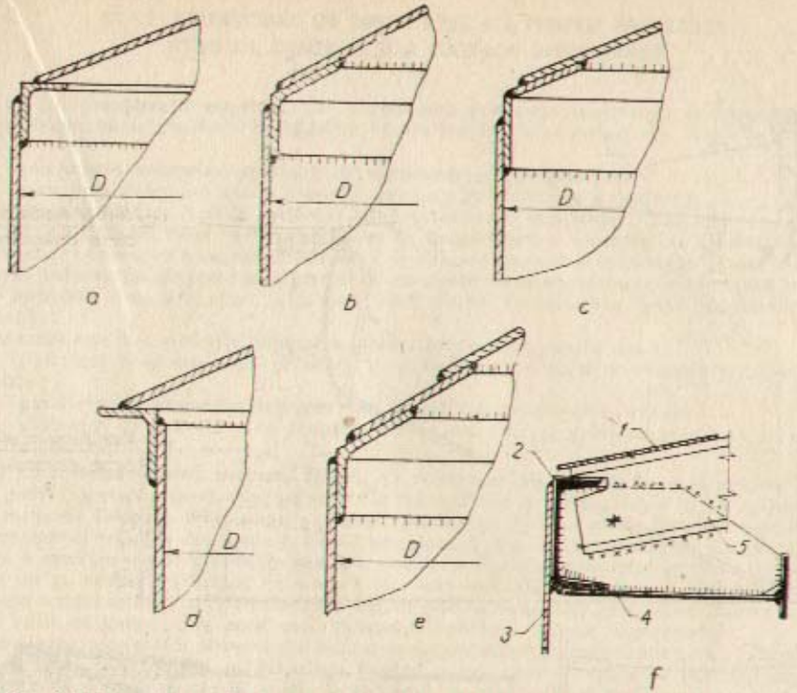



Fig. 31.10. Legătura dintre un panou curb de acoperiș și peretele vertical :
*1* — tabla acoperișului ; *2* — profil U pentru întărirea peretelui vertical ; *3* — tabla peretelui vertical ; *4* — inel de rigidizare și de rezemare cu secțiune compusă ; *5* — căprior (profil U sau dublu T cu talpa local decupată).

Rezervoarele cilindrice verticale de capacitate mică se realizează uneori cu funduri curbe (sferice, conice etc.), caz în care ele sînt susținute prin grinzi inelare și stîlpi (fig. 31.11). În funcție de produsul depozitat, pereții rezervoarelor se prevăd cu adaosuri de grosime pentru coroziune (1...2 mm și uneori chiar mai mult).

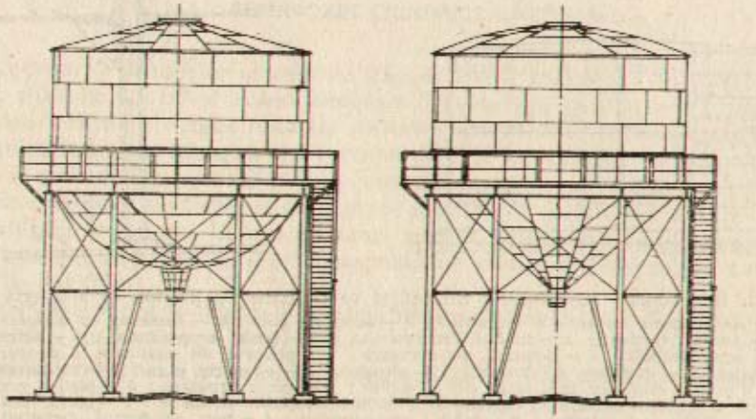


Fig. 31.11. Rezervoare cilindrice cu fundul curb.

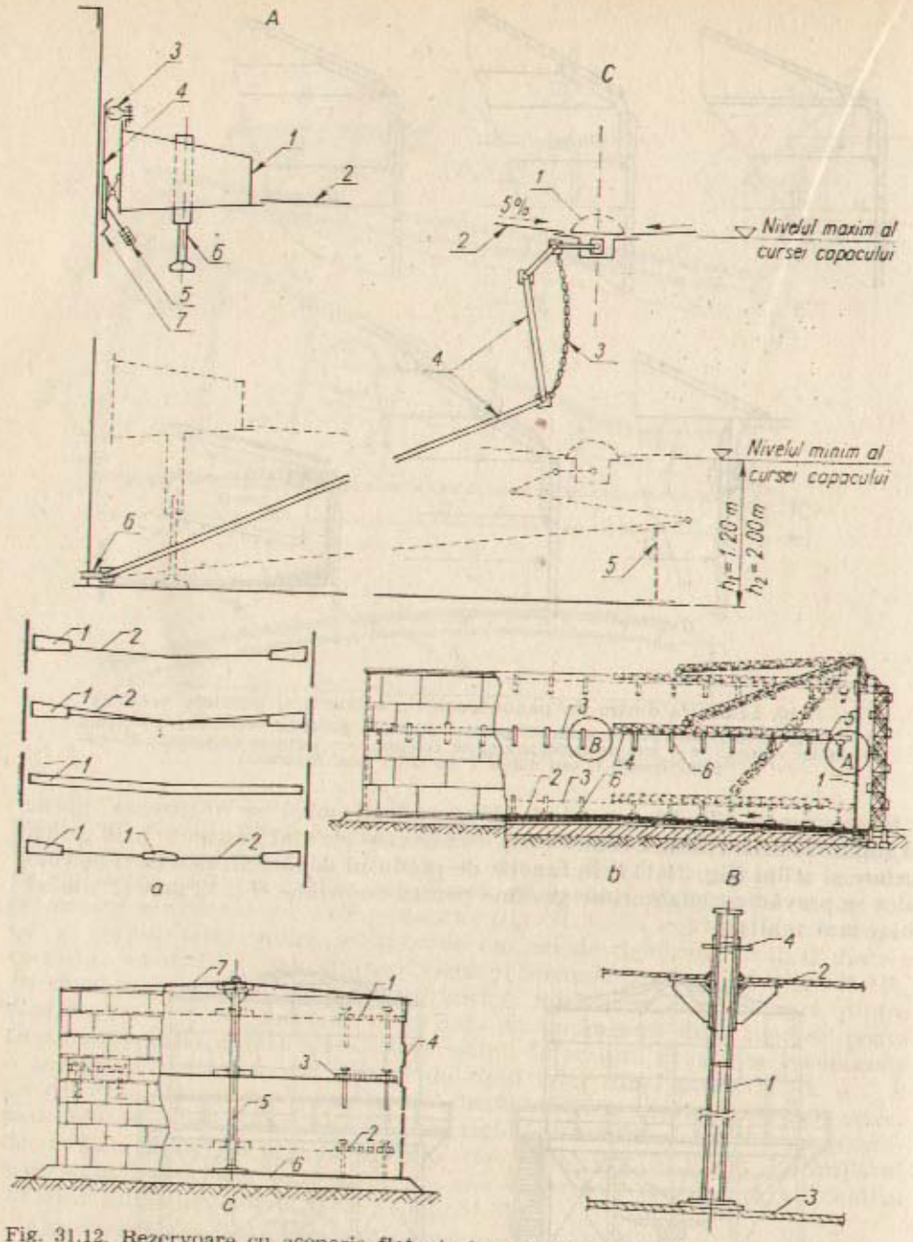



Fig. 31.12. Rezervoare cu acoperiș flotant și rezervoare cu ponton și acoperiș fix : *a* — tipuri de acoperiș flotant ; *1* — plutitor ; *2* — acoperiș plan ; *b* — rezervor cu acoperiș flotant ; *1* — perete vertical ; *2* — fundul rezervorului ; *3* — tabla acoperișului ; *4* — acoperișul în poziție intermediară ; *5* — sistemul de etanșare ; *6* — piciorul de susținere a acoperișului plan. *Detaliul A* — etanșare și răzuire : *1* — plutitor ; *2* — acoperiș plan ; *3* — membrană de cauciuc ; *4* — inel etanșare din tablă de aluminiu ; *5* — contragreutate ; *6* — picior susținere acoperiș ; *7* — răzuitor parafină ; *Detaliul B* — picior susținere acoperiș : *1* — picior susținere (țeavă) ; *2* — tabla acoperișului ; *3* — fundul rezervorului ; *4* — bolț de fixare. *Detaliul C* — captare și evacuare ape meteorice : *1* — sifon ; *2* — tabla acoperișului ; *3* — lanț ; *4* — țevi metalice articulate sau furtun armat ; *5* — suportul țevilor sau furtunului ; *6* — știuț evacuare ape meteorice ; *c* — rezervor cu acoperiș fix și ponton : *1* — pontonul în poziția de sus ; *2* — pontonul în poziția de jos ; *3* — pontonul în poziție intermediară ; *4* — perete rezervor ; *5* — stîlp central de susținere acoperiș și ghidare ponton ; *6* — fundul rezervorului ; *7* — acoperiș fix.

## 31.1.2. REZERVOARE DE TIPURI SPECIALE PENTRU PĂSTRAREA ȚIȚEIULUI, BENZINEI ȘI A GAZELOR INFLAMABILE

31.1.2.1. **Considerații generale.** La depozitarea produselor petroliere se urmărește să se reducă la minimum pierderea fracțiunilor ușoare ale lichidelor depozitate. Măsurile care se iau sînt :

— micșorarea volumului spațiului de vaporizare a rezervoarelor ;
— păstrarea lichidului sub o presiune egală cu presiunea de lichefiere ;
— micșorarea amplitudinii oscilației temperaturilor la suprafața lichidului.

Pentru a micșora amplitudinea oscilației de temperatură a suprafeței lichidului, acoperișul și corpul se vopsesc cu o vopsea de aluminiu de culoare deschisă și se prevede o izolație termică. Aceste măsuri sînt eficiente dacă presiunea interioară nu este prea mare (maximum 200 mm col $H_2O$ respectiv circa 0,02 atm.) și în cazul cînd golirea nu este prea deasă (maximum o dată pe lună).

Măsurile cele mai eficiente împotriva pierderilor prin evaporare sînt :

— păstrarea produselor sub presiune, corespunzînd punctului de evaporare a fracțiunilor volatile ;
— păstrarea în rezervoare îngropate cu variații de temperatură reduse ;
— păstrarea în rezervoare cu acoperiș flotant sau în rezervoare cu ponton și cu acoperiș fix (fig. 31.12).

31.1.2.2. **Rezervoare cu acoperiș flotant și rezervoare cu acoperiș fix și cu ponton.** În cazul unei goliri frecvente a produselor petroliere în rezervoarele cu capacitate de 10 000 . . . 100 000 m³ este rațională folosirea unui *acoperiș* (capac) *flotant* (fig. 31.12, *a* și *b*). Închiderea de etanșare pe perimetrul rezervorului poate fi rigidă sau elastică (fig. 31.12, *detaliul A*). La partea superioară a rezervorului se prevede o pasarelă circulară, legată cu pămîntul printr-o scară exterioară, iar cu acoperișul flotant cu o scară care este articulată în pasarelă permițînd o rotire în jurul acestei articulații ; pe acoperișul flotant este astfel așezată încît poate aluneca în lungul unui locaș de ghidare ; în acest mod ridicarea capacului nu este împiedicată.

La partea inferioară a acoperișului flotant se prevăd stîlpișori extensibili de 1,2 . . . 2 m permițînd în cazul rezervorului gol circulația pentru întreținerea și repararea fundului capacului.

Pentru evacuarea apelor de ploaie de pe capac, acesta capătă o înclinare către centru. Apa se evacuează printr-o conductă flexibilă care nu împiedică deplasarea pe verticală a capacului. Rezervoarele sînt prevăzute în acoperiș cu găuri de vizitare, dispozitive de măsură, precum și cu supape de siguranță sau de vacuum. Primele se deschid atunci cînd presiunea în interior devine prea mare, după ce acoperișul a ajuns în poziția superioară extremă, iar cea de-a doua atunci cînd, la golire, capacul se găsește în poziția cea mai de jos. În figura 31.12, *a* sînt arătate schematic diferite moduri de realizare a acoperișurilor flotante.

În cazul unor regiuni cu zăpezi importante, sau în locuri unde sînt depuneri importante de praf industrial se folosesc *rezervoare cu acoperiș fix și cu capac ridicător în formă de ponton* (fig. 31.12, *c*).

## 31.1.3. REZERVOARE CILINDRICE ORIZONTALE

Rezervoarele cilindrice orizontale (fig. 31.13) se realizează cu diferite capacități, pînă la 300 m³ și avînd dimensiuni gabaritice pentru a fi transportate pe calea ferată ; ele apar indicate datorită următorilor factori : posibilitatea executării integrale în uzină și a transportului la locul de montaj ; posibilitatea creșterii presiunii interioare și a vacuumului sensibil mai mare decît la rezervoarele cilindrice verticale și ca urmare micșorarea pierderilor prin evaporare a lichidului conținut. În unele cazuri se pot realiza recipienți pentru gaze lichefiate sub presiune care se transportă pe vase maritime avînd capacități pînă la 3 000 m³.

Rezervoarele pot fi calculate pentru presiuni variind între 25 și 200 N/cm². Vacuumul poate atinge 10 N/cm².

Volumul rezervoarelor cilindrice poate fi de la 3 la 300 m³, grosimea pereților variază între 3 și 35 mm, diametrul ajunge la circa 4 m, iar lungimea pînă la 30 m. Pentru vizitare, curățire și reparații se prevăd guri cilindrice cu capac.

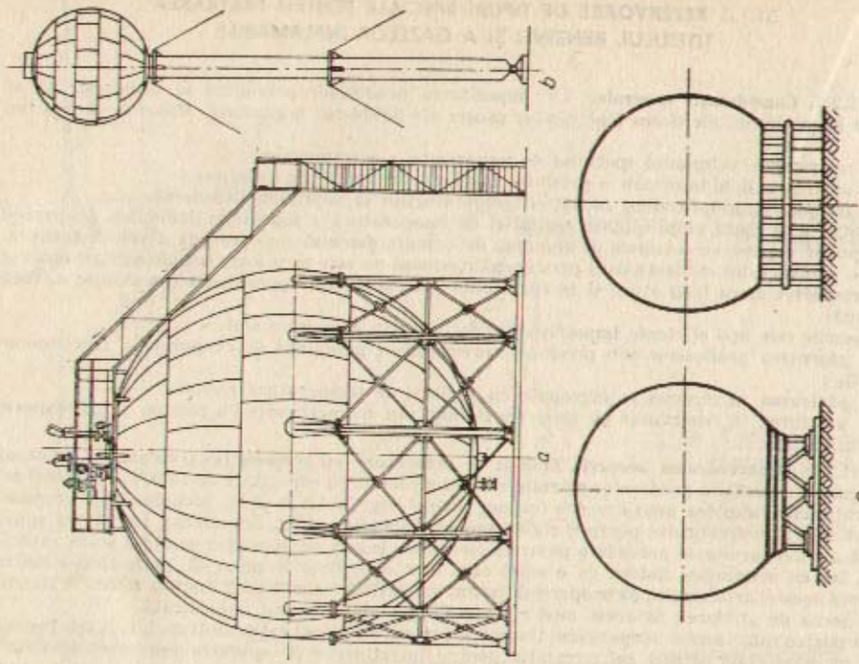


Fig. 31.14. Rezervoare sferice :
*a*, *c*, *d* — pentru depozitare de lichide sau gaze sub presiune ; *b* — pentru depozitare de apă.

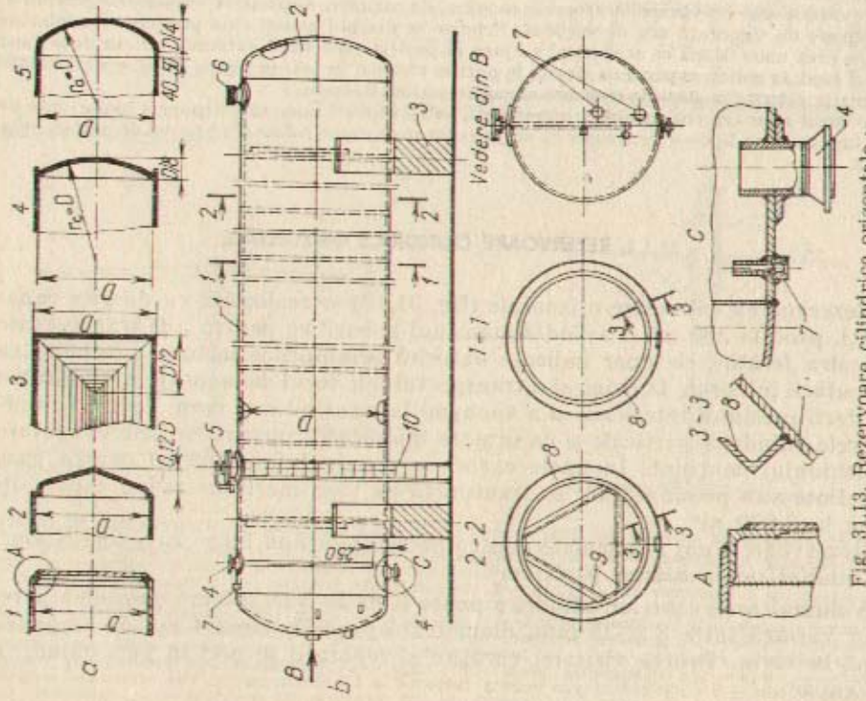


Fig. 31.13. Rezervoare cilindrice orizontale :
*a* — tipuri de capace ; *1* — plan ; *2* — conic ; *3* — cilindric ; *4* — sferic ; *5* — elipsoidal ; *6* — rezervor cilindric orizontal ; *7* — corp cilindric ; *8* — capac elicoidal ; *9* — picior susținere ; *10* — gură de golire ; *11* — gură de umplere și vizitare ; *12* — gură de ventilare ; *13* — supapă de siguranță ; *14* — inel de rigidizare ; *15* — diafragmă de rigidizare ; *16* — scară acces.

Corpul rezervorului este alcătuit din tole sudate în adîncime și este închis la capete cu capace de diferite forme (fig. 31.13, *a*) : plane (cu sau fără nervuri de rigidizare), conice, cilindrice, sferice sau elipsoidale.

Tipul capacului se alege în funcție de diametru și de presiunea interioară, respectiv de vacuum. La rezervoarele lucrînd la suprapresiune de peste 4...5 N/cm² capacele plane sau cele conice cu formă aplatisată sînt foarte deformabile ; apar mai rigide și mai sigure în exploatare capacele cilindrice sau sferice.

Pentru menținerea formei, rezervoarele se prevăd cu nervuri inelare din corniere sau oțel lat. Pentru scurgerea lichidului, la partea inferioară a inelului se prevede o fantă (fig. 31.13 secțiunea 2—2).

În cazul rezervoarelor supraterane care reazemă de regulă pe două suporturi din zidărie este necesar ca inelele din dreptul reazemelor să capete o rigiditate sporită. În acest sens ele se rigidizează cu diafragme din corniere.

### 31.1.4. REZERVOARE SFERICE. REZERVOARE DE PRESIUNE

Rezervoarele sferice (fig. 31.14) sînt folosite atît pentru depozitarea gazelor (comprimabile) cît și a fracțiunilor ușoare de benzină și au capacități variind între 600 și 4 000 m³; se realizează presiuni interioare de 25...180 N/cm². În ultima perioadă au început a fi folosite frecvent pentru alimentarea cu apă a unităților agricole, rezervoare sferice cu capacități de 60...200 m³ montate pe piloni metalici tubulari ancorați cu cabluri (fig. 31.14, *b*). Avînd în vedere solicitările biaxiale mari precum și temperaturile scăzute la care pot lucra uneori în timpul exploatării (temperaturi criogenice) rezervoarele pentru depozitarea gazelor se execută din oțeluri slab aliate cu granulație fină sau din oțeluri aliate cu nichel cu tenacitate ridicată la temperaturi scăzute (vezi cap. 1). Se evită astfel pericolul ruperii fragile care s-a manifestat la rezervoare de acest tip realizate din oțeluri cu tenacitate redusă.

Rezervoarele sferice pot fi realizate din table tăiate sub diferite forme (fig. 31.15). Tablele groase se deformează la cald cu prese speciale, pe cînd tablele mai subțiri se pot deforma și la rece.

Sudarea rezervoarelor se face pe instalații speciale care se rotesc, permițîndu-se astfel sudarea în poziție orizontală a tablelor cu ajutorul unei mașini automate de sudare.

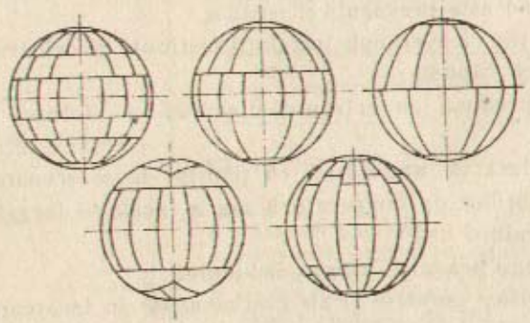


Fig. 31.15. Moduri de tăiere a tablelor pentru manta.

Rezemarea rezervoarelor sferice se realizează pe picioare metalice cu secțiune tubulară sau dublu T fixate tangențial pe corpul rezervorului. Stîlpii se realizează suficient de elăstici astfel încît să nu împiedice deformația peretelui rezervorului sub acțiunea solicitărilor și a efectelor temperaturii. Prinderea se face prin intermediul unei plăci de repartizare, evitînd suprapunerea sudurilor de prindere cu cele de legătură ale tablelor rezervorului propriu-zis. În acest mod solicitările suplimentare locale în zona de rezemare nu conduc la modificarea grosimilor pereților rezultate din calculul de rezistență. Pentru asigurarea stabilității, picioarele se prevăd cu contravîntuiri sub formă de tiranți (fig. 31.14, *a*). În funcție de capacitate, numărul stîlpilor variază de la 8 la 12 sau 16. Rezemarea se mai poate realiza și continuă pe o structură specială metalică (v. fig. 31.14, *c* și *d*).

Pentru a limita efectul variațiilor de temperatură rezervorul propriu-zis este acoperit cu o izolație termică (vată minerală sau alt material izolant) protejată de o cămașă metalică subțire (din tablă) de culoare deschisă, reflectantă.

## 31.2. ELEMENTE PENTRU CALCULUL REZERVOARELOR

### 31.2.1. ÎNCĂRCĂRI

*Încărcările* la care sînt supuse rezervoarele sînt :

1 — presiunea dată de lichidele sau gazele din interiorul rezervorului ;

2 — suprapresiunea care se produce la umplerea rezervorului și la evaporarea lichidelor volatile. Rezervoarele trebuie prevăzute cu supape de siguranță, astfel ca această suprapresiune să rămînă în limite admisibile fără ca prin aceasta să se ajungă la o pierdere ridicată de lichid volatil. De regulă suprapresiunea variază între 0,2 și 4 N/cm² ;

3 — depresiunea (vacuumul) la rezervoarele care conțin lichide ușor volatile prin condensarea vaporilor sau la scurgerea lichidelor din rezervor ; depresiunea se admite în limitele a 0,025...0,3 N/cm² ;

4 — greutatea proprie a construcției metalice inclusiv greutatea izolațiilor termice atunci cînd este prevăzută ;

5 — încărcarea utilă cu eventuale instalații susținute de construcția metalică ;

6 — încărcarea cu zăpadă ;

7 — încărcarea produsă de acțiunea dinamică a vîntului (exemplificată în tab. 31.1) ;

8 — încărcarea dată de umplutura cu pămînt la rezervoarele îngropate ;

9 — efectele variațiilor de temperatură sau a încălzirii inegale a diferitelor părți ale rezervorului ;

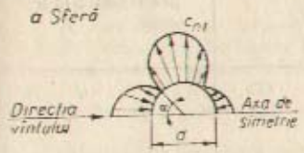
10 — efectul acțiunii seismice asupra lichidului.

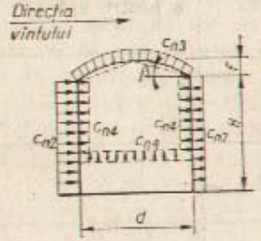
Valorile încărcărilor normate și ale coeficienților în încărcare sînt date în tabelul 31.2, iar valorile rezistențelor de calcul și ale rezistențelor admisibile se pot lua din tabelul 31.3.

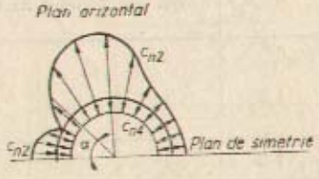


*Tabelul 31.1*

| Profilul construcției. Scheme de încărcări din vînt | Indicații pentru definirea coeficientului $c_n$ și folosirea schemelor |
|---|---|




Distribuția dată presiunii vîntului pe suprafața construcției se adoptă în calculul închiderii ei ca și în toate cazurile cînd joacă un rol esențial considerarea acțiunii locale a vîntului.

| α | $c_{n_1}$ | $c_{n_2}$ pentru $H/d$ egal cu : | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | 1/6 | 1/3 | 1 | 7 | ⩾ 25 |
| 0° | +1,0 | +0,8 | +0,9 | +1,0 | +1,0 | +1,0 |
| 15° | +0,9 | +0,7 | +0,7 | +0,8 | +0,8 | +0,8 |
| 30° | +0,5 | +0,4 | +0,4 | +0,1 | +0,1 | +0,1 |
| 45° | −0,1 | 0,0 | −0,1 | −0,7 | −0,8 | −0,9 |
| 60° | −0,7 | −0,4 | −0,6 | −1,2 | −1,7 | −1,9 |
| 75° | −1,1 | −0,6 | −0,9 | −1,5 | −2,2 | −2,5 |
| 90° | −1,2 | −0,7 | −1,0 | −1,7 | −2,2 | −2,6 |
| 105° | −1,0 | −0,5 | −0,9 | −1,2 | −1,7 | −1,9 |
| 120° | −0,6 | −0,5 | −0,6 | −0,7 | −0,8 | −0,9 |
| 135° | −0,2 | −0,4 | −0,5 | −0,5 | −0,6 | −0,7 |
| 150° | +0,1 | −0,3 | −0,4 | −0,4 | −0,5 | −0,6 |
| 165° | +0,3 | −0,2 | −0,3 | −0,4 | −0,5 | −0,6 |
| 180° | +0,4 | −0,1 | −0,3 | −0,4 | −0,5 | −0,6 |

Datele pentru $c_{n1}$ și $c_{n3}$ sînt aplicabile pentru $Re > 4 \cdot 10^5$

| Tipul de acoperiș | panta egală cu : | | |
|---|---|---|---|
| | 1/6 | 1/3 | ⩾ 1 |
| | $c_{n4}$ | | |
| plan sau conic $\beta \leqslant 5°$ | −0,5 | −0,6 | −1,0 |
| sferic $f/d \leqslant 1/10$ | −0,5 | −0,6 | −1,0 |
| sferic $f/d = 1/4$ | −0,4 | −0,5 | −0,8 |

Coeficientul $c_{n4}$ se consideră în cazul absenței acoperișului sau în ipoteza acoperișului coborît (acoperiș plutitor)

| $H/d$ | 1/6 | 1/3 | ⩾1 |
|---|---|---|---|
| $c_{n4}$ | −0,5 | −0,6 | −0,8 |

OBSERVAȚIE. $Re = \frac{4d\sqrt{ng_r}}{\nu}$ este numărul lui Reynolds

în care :
- $d$ diametrul construcției, în m
- $n$ coeficientul acțiunii (v. cap. 9)
- $g_r$ presiunea dinamică de bază considerată în calcule
- $\nu$ viscozitatea cinematică a aerului (la 15°C și presiune atmosferică de 760 mm col. Hg, $\nu = 0{,}145 \cdot 10^{-4}$ m²/s)

*Tabelul 31.2*

| Nr. crt. | Categoria, simbolul și denumirea încărcărilor | Valoarea normată | Coef. acțiunii $n_i$ | Observații |
|---|---|---|---|---|
| 1 | *Permanente P*<br>Greutatea proprie a elementelor construcției rezervorului (mantaua $g_m$, capacul $g_c$, pasarela $g_p$ etc.) | Volumul multiplicat cu greutatea tehnică $\gamma_m$ a materialului | 1,1 | Uneori se admite ca greutatea acestora să fie cea rezultată din proiectele anterioare |
| 2 | *Cvasipermanente C*<br>Greutatea echipamentelor și dispozitivelor cu poziție fixă $g_e$ montate pe manta sau capac. | $g_e = 0{,}2 \ldots 1{,}0$ kN/m² | 1,2 | |
| 3 | Greutatea lichidului conținut în rezervor $g_l$ determinat pe baza greutății tehnice $\gamma$ a acestuia | Volumul multiplicat cu greutatea tehnică $\gamma$ | 1,1 | • țiței $\gamma_l = 0{,}9$ t/m³<br>• produse ușoare petroliere $\gamma_l = 0{,}8$ t/m³<br>• apa $\gamma_a = 1{,}0$ t/m³ |
| 4 | Presiunea lichidului pe pereți și pe fund $p_l$ | $\gamma_l \cdot h_c$ | 1,3*<br>1,2 | • pentru țiței<br>• pentru apă |
| 5 | *Variabile V*<br>Încărcări cu oameni, unelte și materiale pentru întreținere $g_v$ | 1,0 kN/m² | 1,4 | |
| 6 | Încărcări distribuite în lungul balustradelor $p_b$ | 1,0 kN/m | 1,2 | |
| 7 | Încărcări datorate zăpezii $p_z$ | Conf. STAS 10101/21-78 | 1,4<br>1,6 | • pt. zonele *A*, *B*, *C*<br>• pt. zonele *D* și *E* |
| 8 | Încărcări datorate vîntului $p_v$ | Conf. STAS 10101/20-78 | 1,2 | • Vezi și exemplificarea din tabelul 31.1 |
| 9 | Variația temperaturii exterioare $p_t$ | Conf. STAS 10101/23A-78 | 1,2 | |
| 10 | Suprapresiune, vacuum | | 1,2 | |

* Coeficientul acțiunii pentru presiunea țițeiului pe pereții rezervoarelor se propune să se ia 1,3 față de 1,2 prevăzut în STAS 10101/0A-78, datorită greutăților tehnice diferite ale țițeiurilor parafinoase obținute din import ;

– Coeficienții de grupare $n_g$ se iau conform STAS 10101/0A-78 ;

– Grupările speciale se iau pe baza STAS 10101/0A-78, cap. 4, tab. 6, obs. 9. Ca sarcină excepțională se consideră sarcina seismică — pentru cazuri justificate — pe baza unei metodologii de calcul adecvate, specificate în proiect.



*Tabelul 31.3*

| Valorile rezistențelor în funcție de metoda de calcul | |
|---|---|
| Stări limită *R* | Rezistențe admisibile $\sigma_a$ |
| Conform STAS 10108/0-78 tabelul 2 | $\sigma_a$ = minimul dintre $\frac{R_c^t}{c_1}$ sau $\frac{R^{20}}{c_2}$ |

*Observații :*
— $R_c^t$ este limita de curgere la temperatura dată ;
— $R^{20}$, rezistența de rupere la întindere la temperatura de 20°C ;
— $c_1$ și $c_2$ sînt coeficienți de siguranță care se iau :
$c_1 = 1{,}5$ ; $c_2 = 2{,}5$ : (2,66) — în exploatare ;
$c_1 = 1{,}34$ ; $c_2 = 2{,}34$ ; (2,5) — pentru probe hidrostatice (se include în grosimi și adaosul de coroziune) ;
— valorile din paranteze se referă numai la virola de bază.

### 31.2.2. DETERMINAREA EFORTURILOR DE CALCUL

Rezervoarele au de regulă pereții în formă de suprafață de revoluție, obținută prin rotirea unei curbe plane în jurul unei axe situată în planul curbei (fig. 31.16).

Grosimea peretelui fiind mică în raport cu dimensiunile rezervorului, mantaua se consideră ca o membrană a cărei formă este determinată de suprafața mediană. În acest stadiu (membrană) efortul unitar normal pe suprafața mediană (de natura forțelor tăietoare), precum și momentele încovoietoare se pot neglija. De asemenea se pot neglija deformațiile, care sînt mici în raport cu grosimea pereților, ceea ce permite scrierea ecuațiilor de echilibru pentru starea nedeformată a pînzei. Punctele suprafeței mediane sînt determinate printr-un plan median care face unghiul $\theta_1$ cu planul median de referință și prin unghiul $\theta_2$ format de normala la suprafața mediană cu

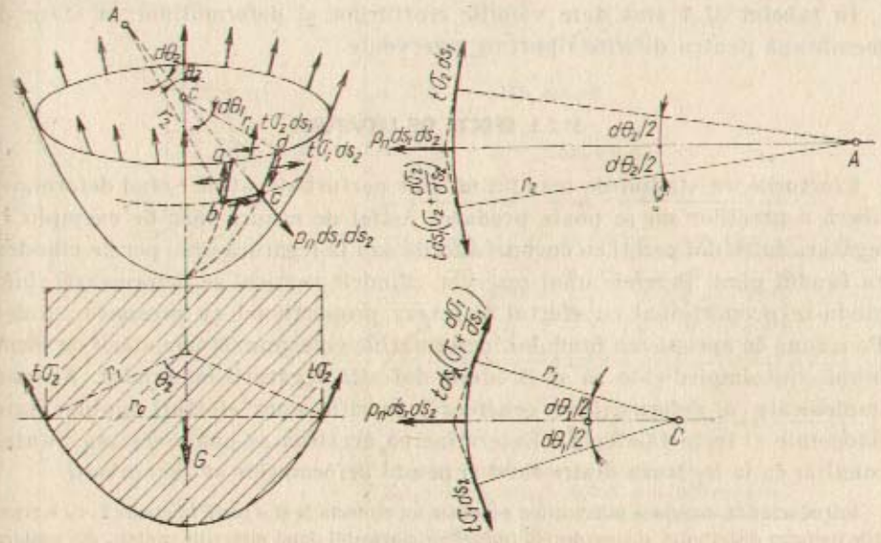



Fig. 31.16. Eforturi unitare în stadiul de membrană.

axa de rotație. Separînd un element *abcd* cu laturile $ds_1$ și $ds_2$ (cuprins între două meridiane și două paralele) asupra căruia acționează presiunea normală $p_n$ $ds_1$ $ds_2$ pe laturile lui se dezvoltă tensiuni normale $\sigma$ și tangențiale $\tau$. Proiectînd pe normala la suprafață, observînd că tensiunile $\tau$ dau proiecții nule și neglijînd termenii de ordinul doi se obține :

$$2\,t\,ds_1\,\sigma_2\sin\frac{d\theta_2}{2}+2\,t\,ds_2\,\sigma_1\sin\frac{d\theta_1}{2}=p_n\,ds_1\,ds_2. \qquad (31.1)$$

Deoarece unghiurile sînt mici se pot înlocui valorile funcțiilor trigonometrice cu argumentele lor $\left(\sin\frac{d\theta}{2}\simeq\frac{d\theta}{2}\right)$; se obține

$d\theta_1 = ds_1/r_1$ și $d\theta_2 = ds_2/r_2$ care înlocuite în (31.1) conduc la :

$$\frac{t\sigma_2}{r_2}\,ds_1\,ds_2+\frac{t\sigma_1}{r_1}\,ds_1\,ds_2=p_n\,ds_1\,ds_2, \qquad (31.2)$$

adică :

$$\frac{\sigma_1}{r_1}+\frac{\sigma_2}{r_2}=\frac{p_n}{t}. \qquad (31.3)$$

A doua relație de calcul se obține făcînd o secțiune cu un plan orizontal-perpendicular pe axa de rotație și scriind că eforturile $\sigma_2$ echilibrează greutatea $G$ a părții din rezervor cu lichid situat sub planul de secțiune, precum și al unui volum de lichid cilindric de deasupra acestui plan ; se obține :

$$2\pi r_0 t\sigma_2\sin\theta_2=G\,;\ \sigma_2=\frac{G}{2\pi r_0 t\sin\theta_2}. \qquad (31.4)$$

Relațiile (31.3) și (31.4) se aplică la calculul eforturilor în pereții rezervoarelor, cu excepția unor zone limitate la legăturile dintre pereți și fund, respectiv dintre pereți și capac, sau lîngă rigidizări. În aceste zone datorită împiedicării deformațiilor se nasc solicitări suplimentare de încovoiere.

În tabelul 31.4 sînt date valorile eforturilor și deformațiilor în stare de membrană pentru diferite tipuri de rezervoare.

### 31.2.3. EFECTE DE LEGĂTURĂ

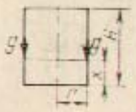
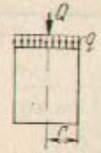
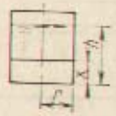
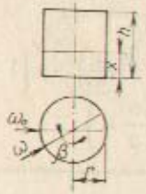
Eforturile în stadiul de membrană sînt perturbate atunci cînd deformarea liberă a pereților nu se poate produce. Astfel de cazuri apar de exemplu la legătura între doi pereți cu curburi diferite sau la legătura unui perete cilindric cu fundul plan. Peretele unui rezervor cilindric vertical se deformează alungindu-se proporțional cu efortul și invers proporțional cu grosimea virolei. Pe o zonă în apropierea fundului, deformațiile corespunzătoare stării de membrană sînt împiedicate să se producă datorită legăturii cu fundul. Această împiedicare a deformațiilor generează apariția unor eforturi suplimentare (momente și forțe tăietoare). Determinarea acestora se poate efectua punînd condiția ca la legătura dintre fund și perete deformațiile să fie aceleași.

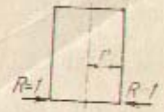
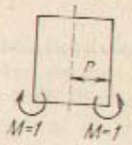
Introducînd la marginea inferioară a peretelui un moment $M$ și o forță tăietoare $T$, cu o repartiție uniform distribuită și considerînd fundul indeformabil după direcțiile radiale, din egalarea deformațiilor dintre peretele vertical și fund rezultă valorile necunoscutelor ($M$ și $T$). Un



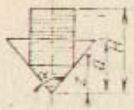
*Tabelul 31.4*

**Pînză cilindrică**

| | | |
|---|---|---|
| 1.1 | Greutatea proprie a mantalei cilindrice  | $\sigma_2 = -g(H-x)/t$<br>$\sigma_1 = 0$<br>$\Delta r = \frac{\mu r g}{Et}(H-x)$<br>$\chi = -\frac{\mu r g}{Et}$ |
| 1.2 | Încărcare uniform repartizată pe marginea superioară  | $\sigma_2 = -\frac{Q}{2\pi r t} = -q/t$<br>$\Delta r = -\frac{\mu q}{Et}$<br>$\chi = 0$ |
| 1.3 | Încărcare cu lichid  | $\sigma_2 = 0$<br>$\sigma_1 = \gamma r(h-x)/t$<br>$\Delta r = \frac{\gamma r^2}{Et}(h-x)$<br>$\chi = -\frac{\gamma r^2}{Et}$ |
| 1.4 | Încărcare cu vînt  | $\omega = \Sigma Z_n \cos n\beta$<br>$\sigma_2 = \frac{(h-x)^2}{2rt}\Sigma n^2 Z_n \cos n\beta$<br>$\sigma_1 = -\frac{r}{t}\Sigma Z_n \cos n\beta$<br>$\sigma_{1,2} = -\frac{(h-x)}{t}\Sigma n Z_n \sin n\beta$<br>$\omega_n = \frac{Z_n r^3}{Et}\left[n^3(1+\mu)\frac{(h-x)^2}{2}\frac{h^2}{r^2}-\frac{n^4}{24}\cdot\frac{(h-x)^4}{r^4}\frac{h^4}{r^4}-\frac{n^4}{6}\frac{h^3}{r^3}\frac{x}{r}-\frac{\mu n^2}{2}\frac{(h-x)^2-h}{r^2}-\frac{\mu n^2 h}{r}\frac{x}{r}+1+\frac{\mu}{2}n^2\left(\frac{h-x}{r}\right)^2\right]$<br>$\chi = \frac{d\omega_n}{dx} = \frac{rZ_n}{Et}\left[2n^2(1+\mu)\frac{h-x}{r}-\frac{n^4}{6}\left(\frac{h-x}{r}\right)^3+\frac{n^4}{6}\frac{h^3}{r}-\mu n^3\left(\frac{Z_n}{r}\right)+\frac{\mu n^2 h}{r}+\mu n^2\frac{h-x}{r}\right]$<br>Se poate introduce de exemplu :<br>$\Sigma Z_n \cos n\beta = \omega_0(-0{,}655 + 0{,}280\cdot\cos\beta + 1{,}185\cos 2\beta + 0{,}400\cdot\cos 3\beta - 0{,}113\cos 4\beta - 0{,}027\cos 5\beta)$ |

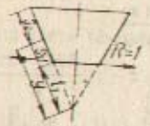
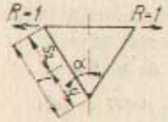
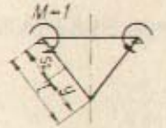
| | | |
|---|---|---|
| 1.5 | Încărcarea radială $R = 1$ la marginea inferioară<br>  <br>$K = \frac{Et^3}{12(1-\mu^2)}$<br>$\lambda = \frac{1}{\sqrt{rt}} \sqrt[4]{3(1-\mu^2)}$ | $\sigma_2^R = 0$<br>$\sigma_1^R = -\frac{E}{2K\lambda^3 r} e^{-\lambda x} \cos \lambda x$<br>$\Delta r = -\frac{1}{2K\lambda^3} e^{-\lambda x} \cos \lambda x$<br>$\chi = \frac{1}{2K\lambda^2} e^{-\lambda x} (\cos \lambda x + \sin \lambda x)$<br>$(\Delta r)_{x=0} = -\frac{1}{2K\lambda^3}$<br>$(\chi)_{x=0} = \frac{1}{2K\lambda^2}$ |
| 1.6 | Încărcarea cu $M = 1$ la marginea inferioară<br>  | $\sigma_2^M = 0$<br>$\sigma_1^M = \frac{1}{2r\lambda^2} \frac{E}{K} e^{-\lambda x} (\cos \lambda x - \sin \lambda x)$<br>$\omega_0 = \Delta r = \frac{1}{2K\lambda^2} e^{-\lambda x} (\cos \lambda x - \sin \lambda x)$<br>$\frac{d\omega_0}{dx} = \chi = -\frac{1}{K\lambda} e^{-\lambda x} \cos \lambda x$<br>$(\Delta r)_{x=0} = \frac{1}{2K\lambda^2}$<br>$(\chi)_{x=0} = -\frac{1}{K\lambda}$ |

**Pînză conică**

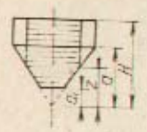
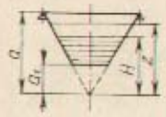
| | | |
|---|---|---|
| 2.1 | Presiunea lichidului<br>  | $\sigma_2 = \frac{\gamma z}{6t} \frac{\sin \alpha}{\cos^2 \alpha} (3H - 2z)$<br>$\sigma_1 = \frac{\gamma z}{t} \frac{\sin \alpha}{\cos^2 \alpha} (H - z)$<br>$\Delta r_z = \frac{\gamma z^2}{Et} \frac{\sin^2 \alpha}{\cos^3 \alpha} \left[ H\left(1 - \frac{\mu}{2}\right) - z\left(1 - \frac{\mu}{3}\right) \right]$<br>$\chi = \frac{\gamma z}{Et} \frac{\sin^2 \alpha}{\cos^3 \alpha} \left( \frac{8}{3} z - \frac{3}{2} H \right)$ |
| 2.2 | Umplere parţială<br> | $z > H$<br>$\sigma_2 = \frac{\gamma H^3}{6zt} \frac{\sin \alpha}{\cos^2 \alpha}$<br>$\sigma_1 = 0$<br>$\Delta r_z = \frac{\mu \gamma H^3}{6Et} \frac{\sin^2 \alpha}{\cos^3 \alpha}$<br>$\chi = \frac{\gamma H^3}{6Etz} \frac{\sin^2 \alpha}{\cos^3 \alpha}$<br>$z < H$, sînt valabile relaţiile de la 2.1 |





| | | |
|---|---|---|
| | Încărcare marginală cu forţe radiale $R = 1$<br>  | Sînt valabile relaţiile de la 2.3 unde $L_2$ se înlocuieşte prin $L_1$ şi $\eta_2$ prin $\eta_1$<br>$L_1 = \sqrt[4]{\frac{t^2 \cdot l_1^2}{3(1-\mu^2) \operatorname{ctg}^2 \alpha}}$<br>$\eta_1 = \frac{s_1}{L_1}$ |
| 2.3 | Încărcare marginală cu forţe radiale $R = 1$<br>  <br>$\eta_2 = \frac{s_2}{l}$<br>$L_2 = \sqrt[4]{\frac{t^2 l^2}{3(1-\mu^2) \operatorname{ctg}^2 \alpha}}$<br>$K = \frac{Et^3}{12(1-\mu^2)}$ | $\sigma_2^R = \sin \alpha \cdot e^{-\eta_2} \cdot (\sin \eta_2 - \cos \eta_2)/l$<br>$\sigma_1^R = \frac{2s_2 \sin \alpha}{t \cdot L_2} e^{-\eta_2} \cdot \cos \eta_2$<br>$(\Delta r^R)_{\eta_2 = 0} = \frac{2l^2}{EtL_2} \sin^2 \alpha$<br>$(\chi^R)_{\eta_2 = 0} = -\frac{L_2^2}{2K} \cos \alpha$ |
| 2.4 | Încărcarea marginală cu $M = 1$<br>  | $\sigma_2^M = \frac{2}{tL^2} \operatorname{tg} \alpha \cdot e^{-\eta_2} \cdot \sin \eta_2$<br>$\sigma_1^M = \frac{2s_2}{tL_2^2} \operatorname{tg} \alpha \, e^{-\eta_2} (\sin \eta_2 - \cos \eta_2)$<br>$(\Delta r^M)_{\eta_2 = 0} = -\frac{L_2^2}{2K} \cos \alpha$<br>$(\chi^M)_{\eta_2 = 0} = -\frac{L_2}{K}$ |
| 2.5 | Încărcare marginală cu $M = 1$<br> | Sînt valabile relaţiile de la 2.4 unde $L_2$ şi $\eta_2$ se înlocuiesc cu $L_1$ şi $\eta_1$ |

*Tabelul 31.4* (continuare)

| | | |
|---|---|---|
| 2.6 | Presiunea lichidului  | $\sigma_z = \frac{\gamma \sin\alpha}{t \cdot 6z\cos^2\alpha}[z^2(3H-2z) - a_1^2(3H-2a_1)]$<br>$\sigma_1 = \frac{\gamma z}{t}(H-z)\frac{\sin\alpha}{\cos^2\alpha}$<br>$\Delta r_z = \frac{\gamma z}{Et}\frac{\sin^2\alpha}{\cos^3\alpha}\left[H-z-\mu\frac{3H-2z}{6}+\frac{\mu}{6}\frac{a_1^2}{z^2}(3H-2a_1)\right]$<br>$\chi = \frac{\gamma z}{Et}\frac{\sin^2\alpha}{\cos^3\alpha}\left[\frac{3}{2}H-\frac{8}{3}z+\frac{a_1^2}{z^2}\cdot\frac{3H-2a_1}{6}(1+2\mu)\right]$ |
| 2.7 | Umplere parțială  | $z < H$<br>Sînt valabile relațiile de la 2.6.<br>$\sigma_2 = \frac{\gamma \sin\alpha}{6tz\cos^2\alpha}(H^3 - 3a_1^2H + 2a_1^2)$<br>$\sigma_1 = 0$<br>$\Delta r_z = \frac{\mu\gamma \sin^3\alpha}{6Et\cos^3\alpha}(H^3 - 3a_1^2H + 2a_1^2)$<br>$\chi = \frac{\gamma \sin^2\alpha}{6Etz\cos^3\alpha}(H^3 - 3a_1^2H + 2a_1^2)$ |

element de lățime unitară și de înălțime $dx$ este solicitat ca în figura 31.17. Proiecția pe normală conduce la:

$$\frac{N_1}{r_1} + \frac{dT}{dx} = p_x. \tag{31.5}$$

Alungirea specifică a unei fișii înclare în funcție de deplasarea după rază $w$ și efortul $N_1$ este:

$$\frac{w}{r_1} = \frac{N_1}{E\cdot t}, \text{ adică } N_1 = \frac{E\cdot t\cdot w}{r_1}. \tag{31.6}$$

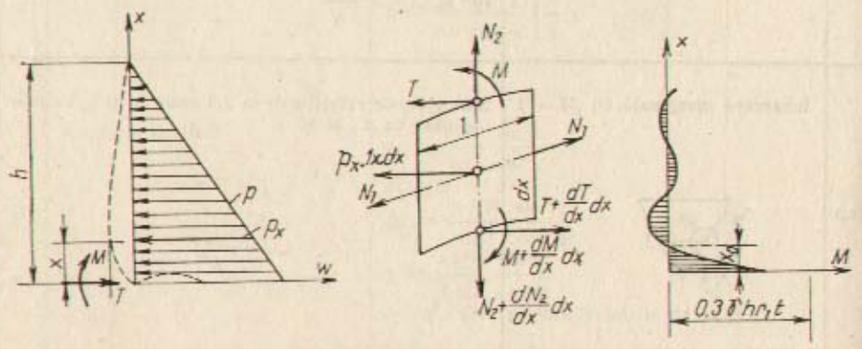



Fig. 31.17. Efecte de legătură la rezervoare.

Relația între momentul $M$ și deformația $w$ este:

$$M = D\cdot\frac{d^2w}{dx^2} \text{ în care } D = \frac{E\cdot t^3}{12(1-\mu^2)}, \tag{31.7}$$

de unde rezultă forța tăietoare $T$:

$$T = \frac{dM}{dx};\quad \frac{dT}{dx} = \frac{d^2M}{dx^2} = D\frac{d^4w}{dx^4}. \tag{31.8}$$

Înlocuind în (31.5) se obține:

$$\frac{d^4w}{dx^4} + \frac{E\cdot t}{D\cdot r_1^2}w = \frac{p_x}{D}. \tag{31.9}$$

Soluția ecuației diferențiale (31.9) constă dintr-o soluție a ecuației omogene (termenul din dreapta egal cu zero) la care se adaugă o soluție particulară a ecuației neomogene. Notînd:

$$\beta = \sqrt[4]{\frac{E\cdot t}{4Dr_1^2}} = \sqrt[4]{\frac{3(1-\mu^2)}{r_1^2\cdot t^2}}, \tag{31.10}$$

ecuația omogenă devine:

$$\frac{d^4w}{dx^4} + 4\beta^4 w = 0 \tag{31.11}$$

și are soluția completă (în care se ține seama de condițiile de deformație) de forma:

$$w = \frac{r_1^2}{E\cdot t}\gamma(h-x) + e^{-\beta x}(B_1\cos\beta x + B_2\sin\beta x). \tag{31.12}$$

Derivatele acestei funcții sînt:

$$\frac{dw}{dx} = -\frac{\gamma r_1^2}{E\cdot t} - \beta e^{-\beta x}[(B_1 - B_2)\cos\beta x + (B_1 + B_2)\sin\beta x]; \tag{31.13}$$

$$\frac{d^2w}{dx^2} = 2\beta^2 e^{-\beta x}(B_1\sin\beta x - B_2\cos\beta x). \tag{31.14}$$

Avînd expresiile (31.12), (31.13) și (31.14) se pot determina eforturile $M$ și $N_1$. În cazul cînd pereții ar fi perfect încastrați la legătura cu fundul, expresia momentului în peretele vertical la legătura cu fundul ($x = 0$) devine:

$$M \simeq 0{,}3\,\gamma h r_1 t. \tag{31.15}$$

Valoarea momentului se anulează la distanța $x_a$ de la fund:

$$x_a \simeq 0{,}6\sqrt{r_1\cdot t}. \tag{31.16}$$

Ținînd seama de faptul că fundul este realizat dintr-o tablă relativ subțire și că în zona de legătură apar anumite rotiri, momentul real este sensibil mai mic. O valoare suficient de bună pentru calculul practic este :

$$M = 0{,}1\ \gamma h r_1 t. \tag{31.17}$$

Dacă lichidul din interior se găsește sub o presiune suplimentară $p_0$, în relația (31.17) în loc de $\gamma \cdot h$ se va introduce $p_1 = (\gamma \cdot h + p_0)$.

Cu ajutorul acestui moment se determină efortul pe fîșia de lățime unitară la legătura cu fundul :

$$\sigma = \frac{M}{W} = \frac{0{,}6 p_1 \cdot r_1}{t}; \quad W = \frac{1 \cdot t^2}{6} \tag{31.18}$$

Avînd în vedere că unele deformații plastice parțiale și locale nu sînt periculoase, se poate admite o depășire a rezistenței de calcul.

Literatura tehnică din U.R.S.S. [79] admite calculul cu modulul de rezistență plastic $W_p = \frac{1t^2}{4}$.

Dacă se realizează cordoane de sudură a căror grosime $a$ este 0,7 $t_{min}$, o verificare suplimentară a acestora nu mai este necesară.

Pentru ca efectul de margine (momentul $M$) să rămînă în limitele arătate mai sus se recomandă ca marginea fundului rezervorului să nu depășească peretele vertical cu mai mult de 30...50 mm.

Pentru studiul momentelor suplimentare ale diferitelor tipuri de rezervoare se folosesc datele din tabelul 31.4 ; în tabel se notează cu $\Delta_r$ deplasarea radială și $\varkappa$ — rotirea marginii peretelui cu semne conform pct. 1.5 și 1.6.

### 31.2.4. CALCULUL REZERVOARELOR CILINDRICE VERTICALE

Eforturile axiale în *peretele vertical* se determină cu relația (31.3) în care $r_2 = \infty$, rezultă :

$$\sigma_1 = \frac{p_a \cdot r_1}{t} = \frac{\gamma h r_1}{t}, \tag{31.19}$$

deoarece în cazul presiunii hidrostatice $p_a = \gamma \cdot h$. Eforturile de compresiune datorate vacuumului se determină cu aceeași relație.

Efectul de încastrare al peretelui cu fundul se verifică cu relațiile (31.15)... (31.18) în care momentele de calcul se determină în funcție de modul de realizare a legăturilor (încastrării).

Calculul la acțiunea solicitărilor complexe ($\sigma_1$, $\sigma_2$ și $\tau$) se efectuează cu relația :

$$\sigma_{ech} = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1 \cdot \sigma_2 + 3\tau^2} \leqslant m \cdot R(\sigma_a) \tag{31.19, a}$$



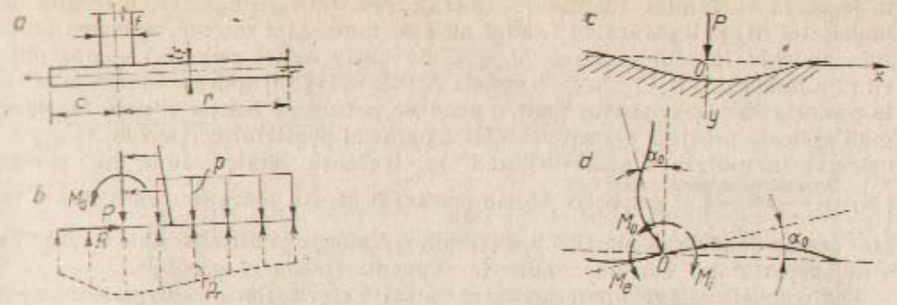



Fig. 31.18. Elemente geometrice *(a)*, solicitările *(b)* și deformațiile *(c* și *d)* plăcii fundului la legătura cu mantaua.

în care valorile pentru $\sigma_1$ și $\sigma_2$ trebuie să aibă semne contrare și totodată : $\sigma_1 \leqslant m \cdot R(\sigma_a)$ și $\sigma_2 \leqslant m \cdot R(\sigma_a)$ unde $m$ este un coeficient al condițiilor de lucru (conform [22] și [79] $m = 0{,}8$).

Un calcul mai exact pentru rezervoarele de mare capacitate este prezentat în [91]. Această metodologie ține seama de rotirile efective care pot apare la legătura dintre perete și fund (fig. 31.18), rotiri care sînt funcție și de mediul elastic pe care reazemă zona respectivă. Aceasta permite să se determine exact și momentul din placa fundului $M_i$ care este inferior celui din peretele vertical $M_0$, valoarea lui putînd fi reglată în anumite limite prin lungimea consolei $c$ (fig. 31.19). În figura 31.19,*a* dreapta $N_{\theta_0}$ reprezintă variația solicitărilor în peretele unui rezervor care n-ar avea împiedicate deplasările radiale

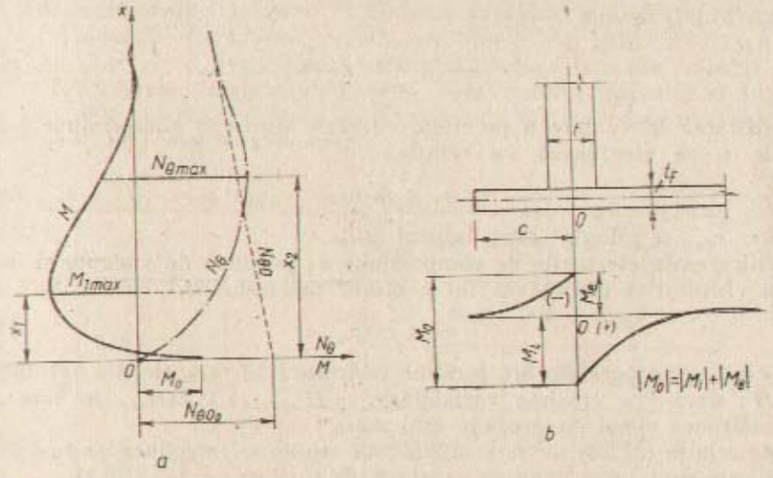



Fig. 31.19. Variația solicitărilor $N_1$ și $M$ în manta *(a)*, respectiv $M_e$ și $M_i$ în placa fundului *(b)*.

la legătura cu fundul (deplasare liberă). Tot din figura 31.19, *a* rezultă că momentul $M_0$ la legătura cu fundul nu este momentul maxim, valoarea acestuia apărînd în altă secțiune $M_{1\,max}$. Se obțin astfel solicitări compatibile cu grosimile $t$ și $t_f$ ($t_f << t$). Normele A.P.I. [S2] [S3] aplicate în țara noastră la proiectarea rezervoarelor pentru produse petroliere bazate și pe o îndelungată aplicare practică permit calculul separat al peretelui vertical la $N_{1\,max}$ — calculat în ipoteza de membrană la legătura dintre fund și perete $\left(\sigma_1 = \frac{(\gamma h + p_0)\cdot r}{t}\right)$ și respectiv $M_0$ (în perete) și $M_i$ (în placa de fund) fără a se ține seama de rezerva plastică a secțiunilor. Valorile pentru $M_i$ date de (31.17) sînt acoperitoare, dar nu conduc la supradimensionări sensibile.

*Verificarea la voalare* apare necesară datorită eforturilor de compresiune care se pot dezvolta în pereți, în special cînd rezervorul este gol și este solicitat la eforturi unitare de compresiune provenind din greutatea acoperișului și a pereților cu termoizolație atunci cînd există, din încărcarea cu zăpadă și din acțiunea vîntului sau a vacuumului. În cazul rezervoarelor cu pereți de grosime variabilă fenomenele se pot dezvolta numai pe zonele cu pereți de grosime mai mică.

În cazul cînd peretele rezervorului este solicitat la compresiune concomitent pe două direcții (directoare și generatoare) verificarea se poate face (conf. tab. 30.1) cu o formulă de interacțiune de forma :

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_{1cr}} + \frac{\sigma_2}{\sigma_{2cr}} \leqslant m. \tag{31.20}$$

În calculul prin metoda stărilor limită $\sigma_1$ și $\sigma_2$ reprezintă eforturile de calcul în care s-a ținut seama și de coeficienții încărcărilor, iar $m = 0{,}8 \ldots 1{,}0$*.

În cazul cînd verificarea la voalare nu este satisfăcută este necesară îngroșarea peretelui sau prevederea unor nervuri de rigidizare orizontale (inel de rigidizare).

La verificări prin metoda rezistențelor admisibile, eforturile $\sigma_1$ și $\sigma_2$ fiind provenite din încărcări normate, $c_s$ fiind coeficientul de siguranță la voalare, care se ia egal cu coeficientul de siguranță de la verificarea de rezistență, relația (31.20) devine :

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_{1cr}} + \frac{\sigma_2}{\sigma_{2cr}} \leqslant \frac{1}{c_s}. \tag{31.21}$$

Verificarea la voalare a peretelui cilindric supus la compresiune longitudinală $\sigma_2$ se efectuează cu relația :

$$\sigma_2 \leqslant m \cdot \sigma_{2cr} \tag{31.22}$$

în care $\sigma_{2cr}$ se adoptă după tabelul 30.1.

Verificarea la eforturile de compresiune $\sigma_1$ produsă de vacuum și de presiunea vîntului se efectuează tot conform tabelului 30.1 cu relația :

$$\sigma_1 \leqslant m \cdot \sigma_{1cr}. \tag{31.23}$$

În cazul cînd peretele are grosime constantă în relațiile din tabelul 30.1, $L = H$ ; dacă are grosime variabilă $L = H_{mare} - 0{,}33 H_{car}$ în care $H_{mare}$ este înălțimea zonei cu grosime mai mare.

Dacă relația (31.23) nu este satisfăcută atunci se introduce un inel de rigidizare orizontal între acoperiș și placa de fund (vezi tab. 30.1).

* În [22] și [79] se adoptă pentru verificarea de stabilitate $m=1$.



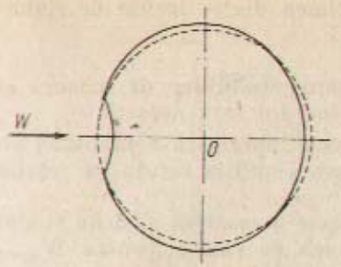



Fig. 31.20. Deformarea mantalei sub acțiunea vîntului.

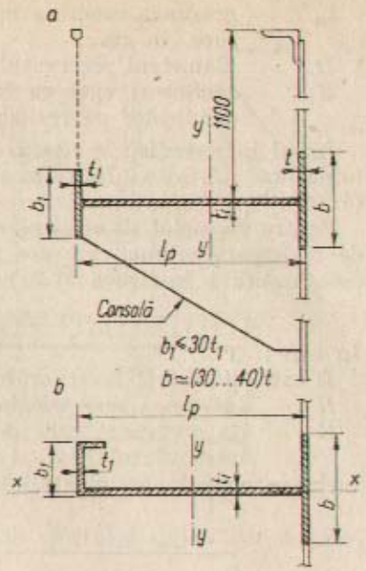



Fig. 31.21. Inele de rigidizare (platformă) superioare :
*a* — din table sudate ; *b* — din tablă îndoită.

În cazul rezervoarelor cu acoperiș flotant la care nu mai apare fenomenul de vacuum devine preponderentă presiunea vîntului (fig. 31.20). În acest caz în afară de inelul de rigidizare de la partea superioară (fig. 31.21) se poate prevedea un inel de rigidizare exterior intermediar. Normele A.P.I. prevăd că inelul intermediar se va introduce numai dacă $H > H_{1\,max}$, unde :

$$H_{1\,max} = K_1 \frac{t_m}{p_n} \sqrt{\left(\frac{t_m}{D}\right)^3} \tag{31.24}$$

în care :

$p_n$ este componenta normală a acțiunii vîntului la suprafața expusă a mantalei (în kN/m²), egală, conform STAS 10101/20-78, cu $p_n = (c_{n2} - c_{n4}) \cdot g_v$, unde coeficienții $c_n$ se iau din tabelul 31.2 ; presiunea dinamică de bază $g_v$ se ia conform tabelului 31.5 în care sînt calculate și valorile maxime ale lui $p_n$, corespunzătoare condițiilor din țara noastră ;

*Tabelul 31.5*

| | $H_{(m)}$ | Zonă teritorială | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| | | *A* | *B* | *C* | *D* |
| $g_v$ (kN/m²) | 10 | 0,45 | 0,55 | 0,70 | 0,85 |
| | 20 | 0,57 | 0,69 | 0,85 | 1,19 |
| $p_{n\,max} = (c_{n2} - c_{n4}) g_v$ (kN/m²) | 10 | 0,67 | 0,82 | 1,05 | 1,27 |
| | 20 | 0,85 | 1,05 | 1,27 | 1,78 |

$t_m$ — grosimea medie a mantalei pe înălțimea dintre inelele de rigidizare, în cm ;
$D$ — diametrul rezervorului, în m ;
$K_1$ — coeficient egal cu 5 200, corespunzător unităților de măsură și condițiilor de realizare a rezervoarelor din țara noastră.

Inelul intermediar se așază astfel, încît partea superioară a mantalei cu table mai subțiri să îndeplinească, de asemenea, condiția cerută de relația (31.24).

Pentru ca inelul să nu-și piardă stabilitatea este necesar să aibă un modul de rezistență minim care are valoarea (secțiunea de calcul pentru $W_{y\,min}$ este haşurată în figura 31.21) :

$$W_{y\,min} = K \cdot D^2 \cdot H \qquad (31.25)$$

în care :
$D$ este diametrul rezervorului, în m ;
$H$ — înălțimea rezervorului, în m ;
$K$ — un coeficient care depinde de dimensiunile rezervorului, intensitatea vîntului etc. și se poate lua din tabelul 31.6.

Inelul intermediar se alcătuiește similar.

*Tabelul 31.6*

| Zona teritorială | A | B | C | D |
|---|---|---|---|---|
| Coeficientul $K$ | 0,04 | 0,048 | 0,06 | 0,072 |

În același mod se verifică și rezervoarele cu capac fix pentru sucțiunea produsă de vacuum.

Separat inelul-pasarelă se verifică și la celelalte încărcări care-i revin (oameni, unelte, zăpadă etc.).

În [S.42] pe baza prevederilor A.P.I. se prevăd valori globale pentru relațiile (31.24) și (31.25) și anume :

$$H_{1\,max} = 3\,100 t_m \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{t_m}{D}\right)^3}; \qquad (31.24,\ a)$$

$$W_{y\,min} = 0{,}058 D^2 H. \qquad (31.25,\ a)$$

### 31.2.5. CALCULUL REZERVOARELOR CILINDRICE ORIZONTALE

Inelele de rigidizare intermediare asigură indeformabilitatea și comportarea corpului rezervorului ca o grindă cu două console (fig. 31.22) și cu secțiune inelară. Valoarea momentului pe reazem și în cîmp este :

$$M_r = -\frac{q \cdot c^2}{2}\ ;\quad M_c = q\left(\frac{l_0^2}{8} - \frac{c^2}{2}\right), \qquad (31.26)$$

unde : $q = \gamma \pi r^2 + G/l$ reprezintă încărcarea pe unitatea de lungime, dată de greutatea lichidului și a corpului rezervorului. Din condiția de egalitate a momentelor se poate determina poziția optimă a reazemelor :

$$l_0 = 0{,}59\, l. \qquad (31.27)$$



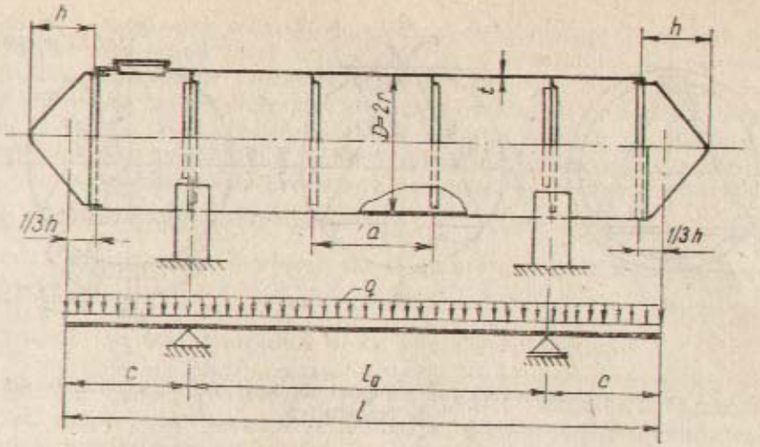



Fig. 31.22. Scheme de calcul pentru rezervoare cilindrice orizontale.

În acest caz efortul unitar în pereți, dat de efectul de grindă, se determină cu relația :

$$\sigma_2 = \frac{M}{W} = \frac{M}{\pi \cdot r^2 \cdot t}. \qquad (31.28)$$

Dacă nu există inele de rigidizare, criteriul de alegere a metodei de calcul îl constituie parametrul $k = t l_0^2 / r^3$ ; în cazul cînd $k \geqslant 10$ corpul rezervorului se poate calcula, la încărcări nesimetrice față de axă, ca o grindă cu secțiune inelară, iar cînd $k < 10$ se calculează ca o pînză cilindrică cu secțiune circulară.

Efortul unitar provenit dintr-o presiune hidrostatică $\gamma D$ și o suprapresiune $p$ interioară se determină cu relația :

$$\sigma = \frac{(p + \gamma D) \cdot r}{t}. \qquad (31.29)$$

Pentru solicitări complexe, verificarea de rezistență se efectuează cu relația (31.19, *a*).

Verificarea stabilității locale a peretelui sub acțiunea vacuumului se efectuează conf. tab. 30.1, comparînd efortul unitar cu rezistența critică sau admisibilă (după metoda de calcul) la voalare :

$$\sigma \leqslant m \cdot \sigma_{cr},\quad \sigma \leqslant \sigma_{cr}/c_v = \sigma_{ar}. \qquad (31.30)$$

În aceste relații :

$$\sigma = \frac{p \cdot r}{t}\ ;\qquad \sigma_{cr} = 0{,}55 E \frac{t}{d}\sqrt{\frac{t}{r}}, \qquad (31.31)$$

$p$ este mărimea absolută a vacuumului ; $d = l_0$ cînd rezervorul nu este prevăzut cu inele de rigidizare intermediare ; $d = a$ cînd există inele de rigidizare la distanța $a \geqslant r/2$ ; dacă inelele de rigidizare sînt dese ($a < r/2$) membrana trebuie considerată ca o placă ortotropă.

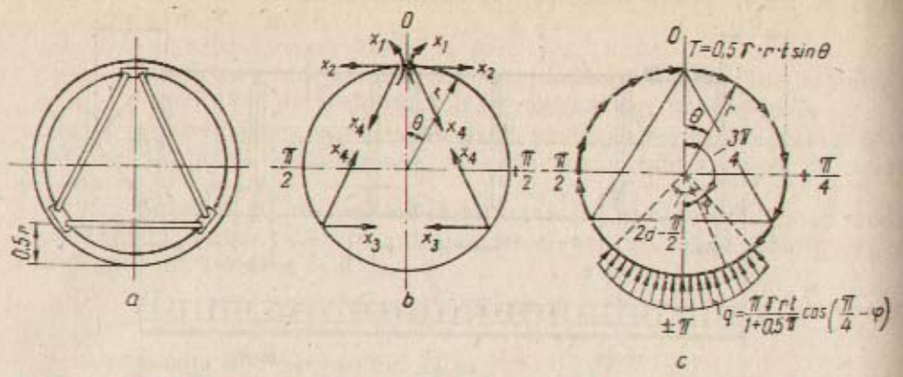



Fig. 31.23. Schema constructivă *(a)*, sistemul de bază *(b)* și solicitările diafragmei de reazem *(c)*.

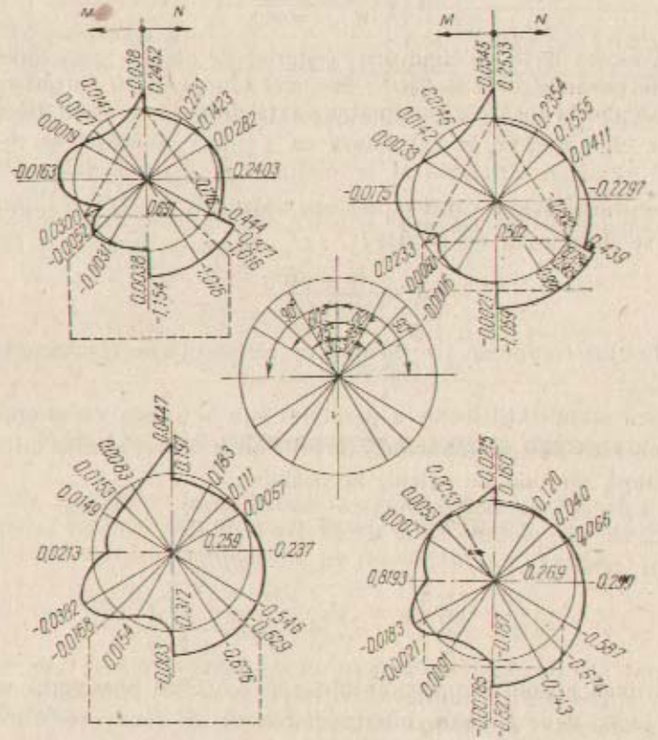



Fig. 31.24. Diagramele momentelor și ale eforturilor axiale pentru diferite tipuri de diafragme de reazem.



Inelul de reazem este solicitat de eforturi de alunecare $T$ pe care le primește de la membrana rezervorului plin și de reacțiunile de pe reazeme (fig. 31.23). Momentele încovoietoare și eforturile longitudinale axiale pentru diferite tipuri de diafragme de rezemare sînt date, în valori adimensionale, în figura 31.24. Pentru a obține valorile efective ale eforturilor $M$ și $N$ valorile adimensionale din figura 31.24 se multiplică cu $\gamma\cdot l\cdot r^3$, respectiv $\gamma\cdot l\cdot r^2$, cînd se calculează la presiune hidrostatică și cu $2qlr^2$, respectiv $2qlr$, cînd se calculează la greutatea proprie $\left(q=\frac{G}{2\pi rl}\right.$ este greutatea raportată la unitatea de suprafață a pînzei iar $G$ greutatea rezervorului inclusiv instalațiile aferente$\left.\right)$. Pentru calculul pe baza metodei stărilor limită valorile adimensionale se mai multiplică și cu coeficientul acțiunii $n$.

Cînd $r/t \leqslant 200$ nu sînt necesare inele de rigidizare intermediare ; dacă $r/t > 200$ sau dacă $t \leqslant 0{,}001D + 0{,}3$ cm pentru asigurarea rigidității la transport, montaj sau vacuum și pentru a asigura indeformabilitatea sub aspectul menținerii unui volum dat (pentru măsurarea conținutului) se așază inele de rigidizare fără bare de rigidizare. Inelul trebuie să aibă momentul de inerție $I_y$ care să satisfacă relația :

$$q \leqslant q_{cr} = \frac{3\cdot E\cdot I_y}{r^3} \tag{31.32}$$

în care termenii se calculează după indicațiile din figura 31.25.

Verificarea inelului de pe reazem prevăzut cu bare de rigidizare se face considerînd conlucrarea cu o zonă din manta egală cu 30 $t$ (fig. 31.26).

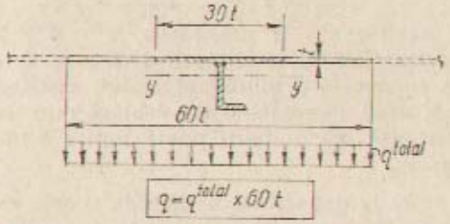
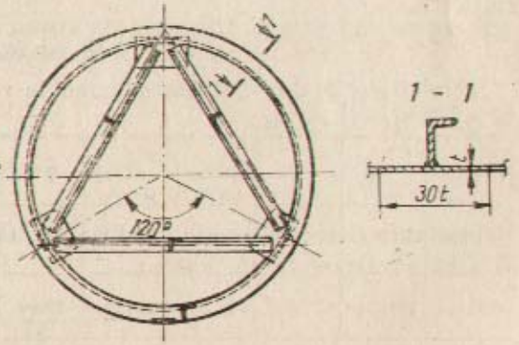



Fig. 31.25. Verificarea rigidității inelelor intermediare.

Fig. 31.26. Diafragmă de rigidizare pe reazem.



Rezervoarele sferice în care se depozitează gaze sub presiuni (interne) mari, pot fi verificate (fără a ține seama de greutatea proprie a rezervorului) simplificat în stadiul de membrană; pornind de la relația generală (31.3) în care $r_1 = r_2 = r$; se obține:

$$\sigma = \sigma_1 = \sigma_2 = \frac{(p_r + p_s)\cdot r}{2t}, \qquad (31.33)$$

iar verificarea de rezistență în cazul solicitării complexe se efectuează cu relația (31.19, *a*). În relația (31.33) $p_r$ și $p_s$ sînt presiunea și suprapresiunea din interior, $r$ — raza, iar $t$ — grosimea peretelui rezervorului.

Efortul unitar astfel determinat nu va depăși rezistența de calcul a secțiunii celei mai slabe și care în acest caz se consideră că este îmbinarea sudată; se acceptă o reducere a rezistenței cu 5...10%.

Se obișnuiește să se prevadă un spor de grosime de 1...2 mm care ține seama de reduceri ale secțiunii prin deformarea la cald sau prin coroziune.

Deformația radială a membranei este:

$$\Delta_r = \frac{(p_r + p_s)\cdot r^2\cdot(1-\mu)}{E\cdot t}. \qquad (31.34)$$

Acțiunea vacuumului, produs de scăderea temperaturii, conduce la necesitatea verificării pereților la voalare conform tabelului 30.1:

$$\sigma \leqslant m\cdot\sigma_{cr} \qquad (31.35)$$

$$\sigma_{cr} = k\frac{E\cdot t}{r} \leqslant R, \qquad (31.36)$$

unde: $k = 0{,}1$ dacă $r/t \leqslant 750$.

Rezervoarele sferice supuse la presiuni interioare mari este rațional să fie executate din oțel slab aliat. Fenomenul de voalare mai puțin influențat de caracteristicile de rezistență ale oțelului poate limita folosirea unor oțeluri cu rezistențe prea ridicate.

Dacă rezervorul servește la depozitare de lichide și este rezemat pe un inel circular susținut de stîlpi (fig. 31.27) distribuția eforturilor unitare $\sigma_1$ și $\sigma_2$ din mantaua rezervorului se modifică din cauza modului de solicitare și de rezemare. Presiunea pe pereții rezervorului dat de greutatea lichidului rezultă:

$$p = -\gamma\cdot x, \qquad (31.37)$$

*În intervalul* $0 < \theta < \theta_0$ introducînd în relația (31.4) $r_1 = r_2 = r$ și $z = -r(1-\cos\theta)$ rezultă:

$$\sigma_2 = -\frac{1}{r\cdot t\cdot\sin^2\theta}\left(\frac{r^3\cdot\gamma}{2}\sin^2\theta + \frac{r^3\cdot\gamma}{3}\cos^3\theta - \frac{r^3\cdot\gamma}{4} - C\right). \qquad (31.38)$$

Constanta $C$ se obține din condiția de margine: pentru $\theta = 0$, $\sigma_2$ trebuie să aibă o valoare finită, adică:

$$C = \frac{r^3\cdot\gamma}{3} - \frac{r^3\cdot\gamma}{4} = \frac{r^3\cdot\gamma}{12}, \qquad (31.39)$$



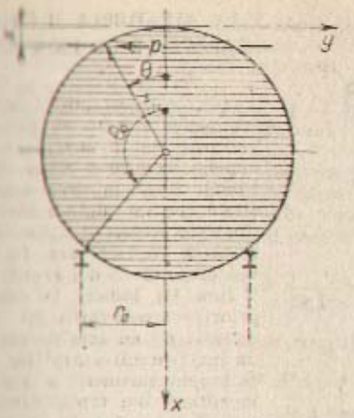



Fig. 31.27. Rezervor sferic pentru depozitare de lichide.

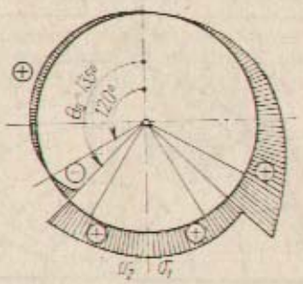



Fig. 31.28. Variația eforturilor $\sigma_1$ și $\sigma_2$ la un rezervor sferic.

*Pentru* $\theta = 0$:

$$\sigma_2 = \frac{\gamma\cdot r^2}{6t}\left(3 - 2\frac{1-\cos^3\theta}{\sin^2\theta}\right). \qquad (31.40)$$

Efortul unitar $\sigma_1$ rezultă din relația generală (31.3):

$$\sigma_1 = -r\left(\frac{p}{t} + \frac{\sigma_2}{r}\right) = -\frac{\gamma\cdot r^2}{6t}\cdot\left(3 - 6\cos\theta + 2\frac{1-\cos^3\theta}{\sin^2\theta}\right). \qquad (31.41)$$

*În intervalul* $\theta_0 < \theta < \pi$, constanta $C$ din relația (31.38) se calculează din condiția: pentru $\theta = \pi$, $\sigma_2$ trebuie să aibă o valoare finită, adică:

$$C = \frac{r^3\cdot\gamma}{3} - \frac{r^3\cdot\gamma}{4} = \frac{7r^3\cdot\gamma}{12}, \qquad (31.42)$$

*Pentru* $\theta = 0$:

$$\sigma_2 = \frac{\gamma\cdot r^2}{6t}\left(3 + 2\frac{1+\cos^3\theta}{\sin^2\theta}\right); \qquad (31.43)$$

$$\sigma_1 = \frac{\gamma\cdot r^2}{6t}\left(3 - 6\cos\theta - 2\frac{1+\cos^3\theta}{\sin^2\theta}\right). \qquad (31.44)$$

Eforturile unitare $\sigma_1$ și $\sigma_2$ au variația din figura 31.28 și se pot calcula din tabelul 31.7 prin multiplicarea coeficienților cu $\gamma\cdot r^2/t$.

*Tabelul 31.7*

| $\theta$ | 0° | 30° | 45° | 60° | 90° | 120° | 130° | 135° | 150° | 180° |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $\sigma_1$ | 0,000 | +0,028 | +0,070 | +0,111 | +0,167 | 0,000 | −0,402 | +0,930 | +0,970 | +1,000 |
| $\sigma_2$ | 0,000 | +0,106 | +0,223 | +0,338 | +0,833 | +1,500 | +2,109 | +0,777 | +0,894 | +1,000 |

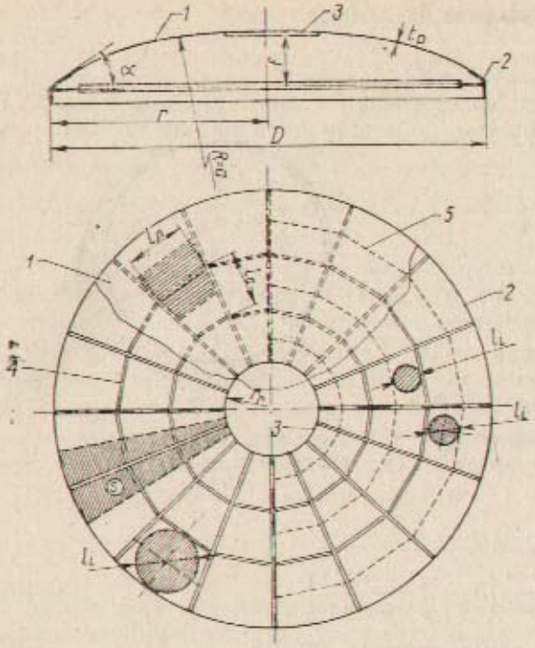


Fig. 31.29. Capac fix cu rigidizări :
1 — învelitoare din tablă ; 2 — inel de reazem ; 3 — inel central (rozetă) ; 4 — nervuri inelare poligonale legate rigid de căpriori ; 5 — nervuri poligonale secundare ; $S$ — suprafața aferentă unui căprior.

### 31.2.7. ALCĂTUIREA ȘI CALCULUL CAPACELOR CU RIGIDIZĂRI

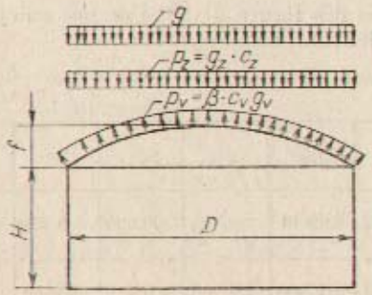
Din considerente tehnice și economice rezultă că pentru rezervoare cu diametrul capacului cuprins între 20 și 50 m, apar raționale capace în formă de segment sferic realizat dintr-o învelitoare din tablă subțire (4 . . . 5 mm) rezemată pe căpriori sub formă de semiarce radiale din profile dublu T (sau U) îndoite la cald. Căpriorii reazemă (articulat sau încastrat) pe un inel de reazem și un inel (rozetă) central (fig. 31.29). În scopul susținerii și rigidizării învelitorii din tablă, capacul se prevede cu cel puțin o nervură inelară poligonală (legată rigid de căpriori) și se completează cu nervuri inelare secundare. Legătura dintre tablă și elementele de susținere se realizează prin cordoane de sudură care asigură conlucrarea dintre aceste elemente.

Se consideră că, în ansamblu, capacul lucrează ca o cupolă sferică formată din placă și nervurile de rigidizare. Se admite că tabla lucrează în domeniul postcritic, adică este capabilă să preia ca pînză autoportantă (cupolă sferică cu rigidizări) o parte din încărcare în limita celei care ar produce voalarea.

Restul încărcării se consideră preluat de rețeaua formată de semiarce și nervurile de rigidizare ; în aceste elemente apar atît forțe axiale cît și momente încovoietoare. Ținînd seama că elementele de rigidizare sînt foarte elastice, conducînd la deformații importante, apare necesară efectuarea unui calcul de rezistență de ordinul II, luînd în considerare sporul de moment produs de forța axială pe bara deformată.

Repartizarea încărcărilor pe capacul sferic se face ca în figura 31.30. O parte din încărcări acționează după verticală, iar altele normal pe suprafața capacului. Pentru simplificarea calculelor, la capacele cu pleoștire mare ($\alpha < 15°$) se poate considera că toate sarcinile acționează pe verticală.

Încărcarea dată de greutatea proprie a construcției capacului $g$ este compusă din greutatea învelitorii, a elementelor de rigidizare (semiarce, inele etc.) și o eventuală încărcare echivalentă



| H/D \ f/D | 1/5 | 1/3 | ≥1 |
|---|---|---|---|
| | coeficienți $c_v$ | | |
| 1/10 | −0,5 | −0,6 | −1,0 |
| 1/4 | −0,4 | −0,6 | −0,8 |
| $\frac{f}{H} < \frac{1}{8}$ | coeficienți $c_z$ | | |
| | $c_z = D/8f$ ; $0,4 \leqslant c_z \leqslant 1,0$ | | |

Fig. 31.30. Încărcări pe capac.



dată de echipamentul anexă, dacă această încărcare poate fi asimilată cu o încărcare uniform distribuită pe orizontală. În caz contrar, încărcările date de echipamentul anexă se vor considera ca forțe concentrate, adoptîndu-se relații corespunzătoare pentru determinarea eforturilor în elementele construcției.

Pe lîngă încărcările din figura 31.30 — după caz — se va ține seama și de eventualele suprapresiuni ($p$) sau subpresiuni (vacuum — $p_{vac}$) care pot acționa asupra construcției în timpul exploatării rezervorului.

Încărcarea critică ce produce voalarea plăcii se determină pentru o calotă sferică convențională cu deschiderea $l_i$ care se încadrează în panoul trapezoidal de dimensiuni maxime, delimitat de semiarce și de nervurile inelare (fig. 31.29) ; valoarea încărcării critice este dată în funcție de coeficienții $k$ și $\delta$ care au valorile :

$$k = \frac{l_i^2}{58{,}4 \cdot a \cdot t_p} \; ; \quad \delta = 10^4 \frac{t_p}{a} \, . \tag{31.45}$$

Presiunea critică se calculează cu relațiile :

— pentru $k \geqslant 1$ : $p_{cr,i} = 0{,}526 \; \delta^2$ ; [kN/m²] (31.46)

— pentru $k < 1$ : $p_{cr,i} = 0{,}263 \; \delta^2 \left( k + \frac{1}{k} \right) \leqslant 1{,}05 \; \delta^2$. (31.47)

În relațiile (31.46) $l_i$, $a$ și $t_p$ sînt conform figurii 31.29 și se introduc în centimetri.

Este necesar ca presiunea critică $p_{cr,i}$ să rezulte mai mare decît 1,5 $g_p$ (greutatea învelitorii).

Ținînd seama de coeficientul de siguranță, încărcarea rămasă pentru calculul elementelor de rigidizare este :

$$0{,}5(g_p + p_{suc} + p_z) \leqslant p_c = g_p + p_{suc} + p_z - \frac{p_{cr,i}}{\nu} \, , \; [\text{kN/m}^2] \tag{31.48}$$

în care $p_{suc}$ și $p_z$ reprezintă presiunea datorită vacuumului și respectiv greutatea zăpezii, iar $\nu$ un coeficient de siguranță care se ia 1,5 . . . 1,6 în metoda rezistențelor admisibile și 1,10 în metoda stărilor limită.

În soluția în care nervurile de rigidizare sînt prinse articulat de căpriori, aceștia lucrează ca arce articulate în inelul de reazem și rozetă, fiind încărcate cu sarcinile de pe zonele aferente de placă (zone triunghiulare) conform figurilor 31.29 și 31.31, $a$. În cazul nervurilor legate rigid de semiarce (căpriori), momentele încovoietoare ale acestora se reduc, datorită efectului favorabil al nervurilor inelare.

Momentele încovoietoare în căpriori se determină în două etape : momentele în starea nedeformată (de ordinul I) și momentele în starea deformată (de ordinul II).

Valorile eforturilor secționale din căpriori, corespunzătoare stării nedeformate (ordinul I) sînt date pentru cele două moduri de prindere a nervurilor inelare în tabelul 31.8. Prevederea de inele legate rigid de căpriori, la distanțe $x = \xi \cdot r$ (fig. 31.31, $b$) are drept consecință reducerea momentelor încovoietoare.

Eforturile de ordinul II pentru dimensionarea căpriorilor se determină (în cimp) cu relațiile :

$$N_{II} = N_g + 1{,}08 N_p \; ; \tag{31.49}$$

$$M_{II} = \frac{M}{1 - \varepsilon} \; ; \; \varepsilon = \frac{\nu \cdot N}{\alpha I_x} \cdot \frac{r^2}{100\,000} \, , \; [\text{kNm}] \tag{31.50}$$

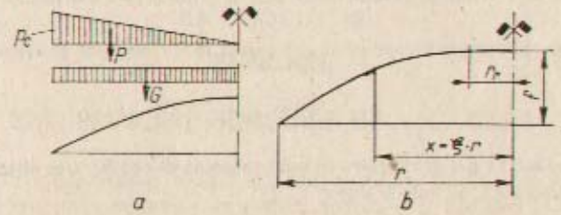


Fig. 31.31. Scheme de calcul pentru căpriori.

*Tabelul 31.8*

| Încărcarea | Secțiunea | | Legături inelare articulate | Legături inelare prinse rigid | |
|---|---|---|---|---|---|
| | | | | la 0,7 $r$ sau cu inele suplimentare | la 0,55$r$ |
| Permanentă | Cimp | $N_g$ | $0{,}513\frac{r}{f}G$ | $0{,}513\frac{r}{f}G$ | $0{,}513\frac{r}{f}G$ |
| | Cheie | $N_g$ | $0{,}513\frac{r}{f}G$ | $0{,}513\frac{r}{f}G$ | $0{,}513\frac{r}{f}G$ |
| | Cimp | $M_g$ | $0{,}125\cdot r\cdot G$ | $0{,}125\cdot r\cdot G$ | $0{,}125\cdot r\cdot G$ |
| | Cheie | $M_g$ | 0 | 0 | 0 |
| Temporară (utilă) | Cimp | $N_p$ | $0{,}375\frac{r}{f}P$ | $0{,}404\frac{r}{f}P$ | $0{,}404\frac{r}{f}P$ |
| | Cheie | $N_p$ | $0{,}375\frac{r}{f}P$ | $0{,}404\frac{r}{f}P$ | $0{,}404\frac{r}{f}P$ |
| | Cimp | $M_p$ | $0{,}030\cdot r\cdot P$ | $0{,}020\cdot r\cdot P$ | $0{,}024\cdot r\cdot P$ |
| | Cheie | $M_p$ | $-0{,}030\cdot r\cdot P$ | $-0{,}015\cdot r\cdot P$ | $-0{,}015\cdot r\cdot P$ |

$N = N_g + N_p$; $\quad M = M_g + M_p$

$P = \frac{\pi D^2}{4n}p_c$; $\quad G = \frac{\pi D^2}{4n}g_c$ (conf. fig. 31.31, *a*)

$n$ = numărul căpriorilor; $p_c$ — conf. relației (31.48); $g_c$ — greutatea totală a acoperișului (pe m²) fără tabla învelitorii; celelalte notații conf. fig. 31.29; moment maxim în cimp la $x \simeq 0{,}65\ r$; moment maxim la cheie la $x = r_r \simeq 0{,}1\ r$.

în care: $I_x$ este momentul de inerție al căpriorilor, în cm⁴;

$r$ — raza capacului, în cm;

$N = N_g + N_p$ — solicitarea axială de ordinul *I*, în kN;

$\alpha = 6$ pentru prinderea articulată și 8 pentru prinderea încastrată a inelelor de căpriori;

$\nu$ — coeficientul de siguranță cu semnificația din formula (31.48).

Pentru prinderea căpriorului pe rozetă, momentul de ordinul II se calculează cu relația (31.50), iar $N_r^{II} = 1{,}5\ N$.

Nervurile inelare articulate în căpriori se calculează la un moment provenit din încărcarea aferentă:

$$M_n = 0{,}125\cdot q_n\cdot l_n^2. \tag{31.51}$$

Dacă nervurile se leagă rigid de căpriori, ținîndu-se seama de conlucrarea dintre ele, momentul încovoietor și forța axială de calcul sînt:

$$M_n^{II} = 0{,}10\cdot q_n\cdot l_n^2; \quad N_n^{II} = 1{,}5\ N. \tag{31.52}$$



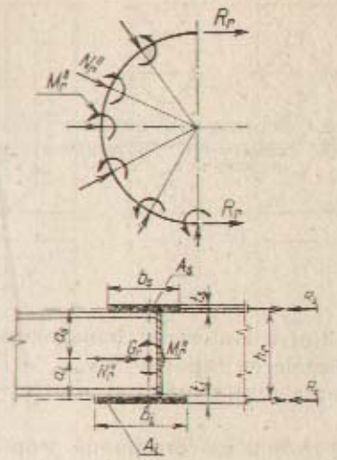



Fig. 31.32. Calculul inelului central.

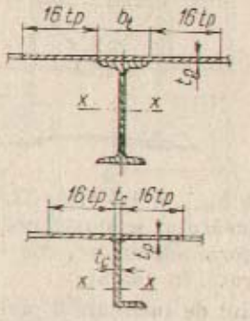



Fig. 31.33. Conlucrarea dintre căpriori, rigidizări și tabla învelitorii.

Verificarea prinderii de rozetă (fig. 31.32) se efectuează considerînd că forța axială $N_r^{II}$ și momentul încovoietor $M_r^{II}$ sînt preluate numai de elementele care realizează prinderea tălpilor. Eforturile în talpa superioară $A_s$ și talpa inferioară $A_i$ sînt date de relațiile:

$$R_s = \frac{n}{2\pi}\left(-\frac{a_i}{h_r}N_r^{II} + \frac{M_r^{II}}{h_r}\right); \tag{31.53}$$

$$R_i = \frac{n}{2\pi}\left(-\frac{a_s}{h_r}N_r^{II} - \frac{M_r^{II}}{h_r}\right). \tag{31.54}$$

În relațiile (31.53) și (31.54) semnul (−) se referă la eforturi de compresiune, iar (+) la cele de întindere.

La verificarea căpriorilor și a rigidizărilor inelare legate solidar cu placa învelitorii, efectul conlucrării se pune în evidență prin luarea unei lățimi active din suprafața plăcii egală cu 16 $t_p$ (fig. 31.33) pe fiecare parte a tălpii.

Verificarea căpriorilor se efectuează cu relația:

$$\sigma = \frac{N^{II}}{A} + \frac{M^{II}}{W_x} < R. \tag{31.55}$$

## CAPITOLUL 32

# BUNCĂRE

## 32.1. PRINCIPII GENERALE DE ALCĂTUIRE

Buncărele sînt recipiente care servesc pentru păstrarea sau transbordarea materialelor pulverulente sau sub formă de bulgări; sînt alcătuite dintr-o parte prismatică sau cilindrică avînd la bază o pîlnie sub formă tronco-piramidală, tronconică etc. prevăzută cu o gură de descărcare. Avînd ra-

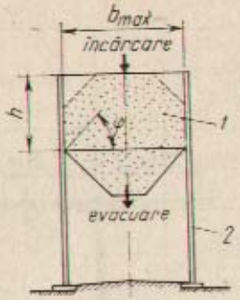



Fig. 32.1. Schema unui buncăr :
1 — corpul buncărului ; 2 — structura de susținere.

portul $h/b_{max} \leqslant 1{,}5$ (fig. 32.1) frecarea dintre materialul inmagazinat și pereții buncărului se poate neglija. Recipientele cu raportul $h/b_{max} > 1{,}5$ intră în categoria silozurilor, caz în care frecarea dintre material și pereți trebuie considerată în calcul.

Unghiul de înclinare a pereților pîlniei trebuie să corespundă proprietăților fizice ale materialului depozitat ; pentru a fi asigurată alunecarea materialului, unghiul de înclinare față de orizontală a peretelui pîlniei trebuie să fie mai mare decît unghiul taluzului natural $\varphi$ al materialului.

Buncărele se încarcă mecanic sau pneumatic pe la partea superioară, iar descărcarea se realizează gravitațional prin gura pîlniei prevăzută cu un închizător. Dimensiunea gurii pîlniei se ia :

$$a \simeq k(d + 80)\ \mathrm{tg}\ \varphi,$$

în care :

$a$ este latura pătratului sau diametrul gurii de descărcare ;
$d$ — dimensiunea maximă a materialului, în mm ;
$\varphi$ — unghiul taluzului natural al materialului ;
$k \simeq 2{,}5$ — un coeficient experimental.

Valorile $a$ variază între 300 mm (nisip uscat) și 1 500 mm (minereu sau cărbuni cu bulgări mari).

La buncărele care servesc pentru depozitarea materialelor dure sub formă de bulgări (de exemplu minereuri dure), suprafața interioară a pereților înclinați se căptușește pentru a evita uzura și deformările locale datorate șocurilor. Tipul de căptușeală se alege în funcție de duritatea materialului. Căptușirea se face cu plăci de oțel de duritate ridicată sau cu blocuri dintr-o piatră dură.

Oțelul folosit depinde de solicitările din pereți. La buncărele de dimensiuni mari sau la buncăre cu pereți flexibili se poate utiliza oțelul slab aliat.

După modul de realizare a pereților, buncărele se pot clasifica în buncăre cu *pereți plani* și cu *pereți rotunzi*.

*Buncărele cu pereți plani* se realizează dintr-o parte superioară prismatică și o pîlnie în formă de trunchi de piramidă, avînd secțiuni transversale și forme în plan foarte variate (fig. 32.2).

Pereții verticali, realizați din tablă, sînt prevăzuți cu elemente de rigidizare din profile U, corniere, platbande sau oțel lat (fig. 32.3).

Pîlnia se rigidizează și ea cu elemente profilate (U, dublu T sau corniere) care servesc la preluarea presiunilor normale pe suprafața pereților (fig. 32.3). Prinderea pîlniei de partea superioară se realizează cu sudură sau cu șuruburi.



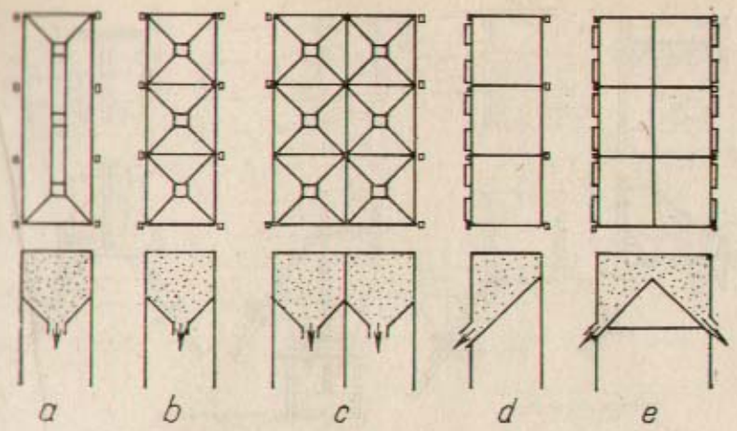



Fig. 32.2. Tipuri de buncăre cu pereți plani.
a ... e — diferite forme de buncăre.

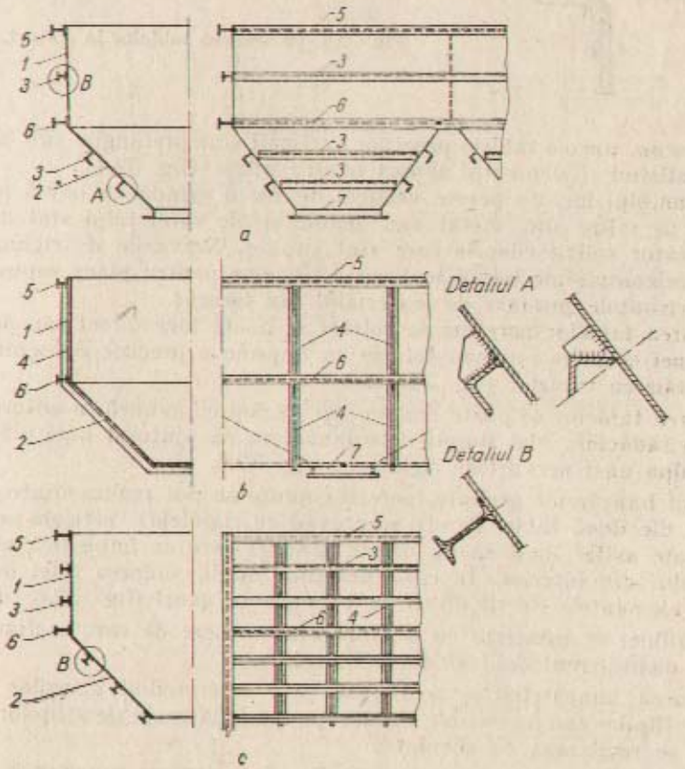



Fig. 32.3. Rigidizarea pereților :
a — cu nervuri orizontale ; b — cu nervuri verticale ; c — sistem combinat ; 1 — perete vertical ; 2 — perete înclinat ; 3 — rigidizări orizontale ; 4 — rigidizări verticale ; 5 — talpa superioară a peretelui ; 6 — talpa inferioară a peretelui ; 7 — gura pîlniei.

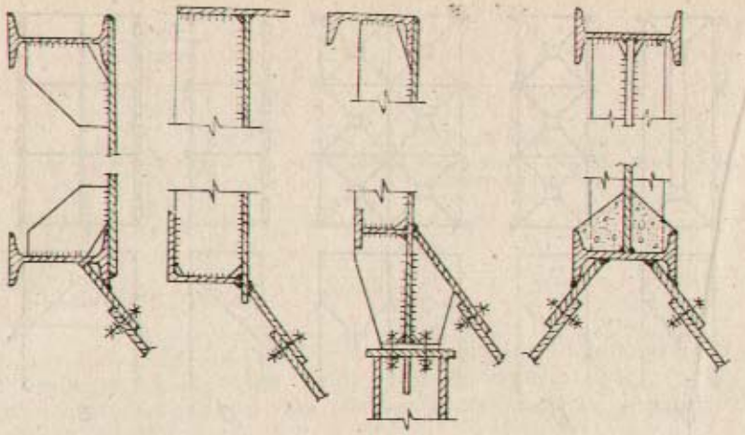


Fig. 32.4. Prinderea pîlniei de peretele vertical al buncărelor.

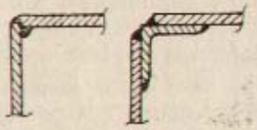


Fig. 32.5. Îmbinarea tablelor la colțuri.

În acest scop, uneori tablele pereților verticali sînt prelungite sub talpa inferioară realizînd și elementul suport pentru pîlnie (fig. 32.4).

În ansamblul lui, un perete vertical devine o grindă cu inimă plină care reazemă pe stîlpi din metal sau beton și ale cărei tălpi sînt dezvoltate corespunzător solicitărilor la care sînt supuse. Nervurile de rigidizare verticale și orizontale ale inimii realizează reazeme pentru placa supusă la presiunile orizontale produse de materialul din buncăr.

Îmbinarea tablelor pereților la colțuri se poate face direct sau prin intermediul unei corniere ; ultima soluție nu impune o precizie deosebită la trasarea și tăierea tablelor (fig. 32.5).

Înnădirea tablelor se poate realiza cap la cap cu sudură în adîncime și cu resudarea rădăcinii. Mai simplă este înnădirea cu ajutorul unei plăci suport sau pe talpa unei nervuri de rigidizare (fig. 32.6. *a*).

În cazul buncărelor grupate, pereții comuni se pot realiza dintr-o singură tablă sau din două table. Pereții se prevăd cu rigidizări verticale sau orizontale așezate astfel încît să nu creeze praguri care ar împiedica alunecarea materialului din interior. În cazul pereților dubli, sudarea celei de a doua table de elementele de rigidizare se execută în găuri (fig. 32.6. *b*).

Gura pîlniei se întărește cu o ramă din corniere de care se fixează prin șuruburi dispozitivul de închidere (fig. 32.7).

Rezemarea buncărelor se realizează prin intermediul grinzilor verticale pe capul stîlpilor sau pe console așezate pe fețele laterale ale stîlpilor. Fixarea de stîlpi se realizează cu șuruburi.

*Buncărele cu pereți rotunzi* sînt alcătuite dintr-o parte superioară cilindrică și o pîlnie de formă tronconică ; de regulă se realizează ca elemente izolate. Prezintă avantajul că în pereți predomină eforturi de întindere, nefiind necesare rigidizări la pereți și la pîlnie. Pentru rezemare, la partea inferioară



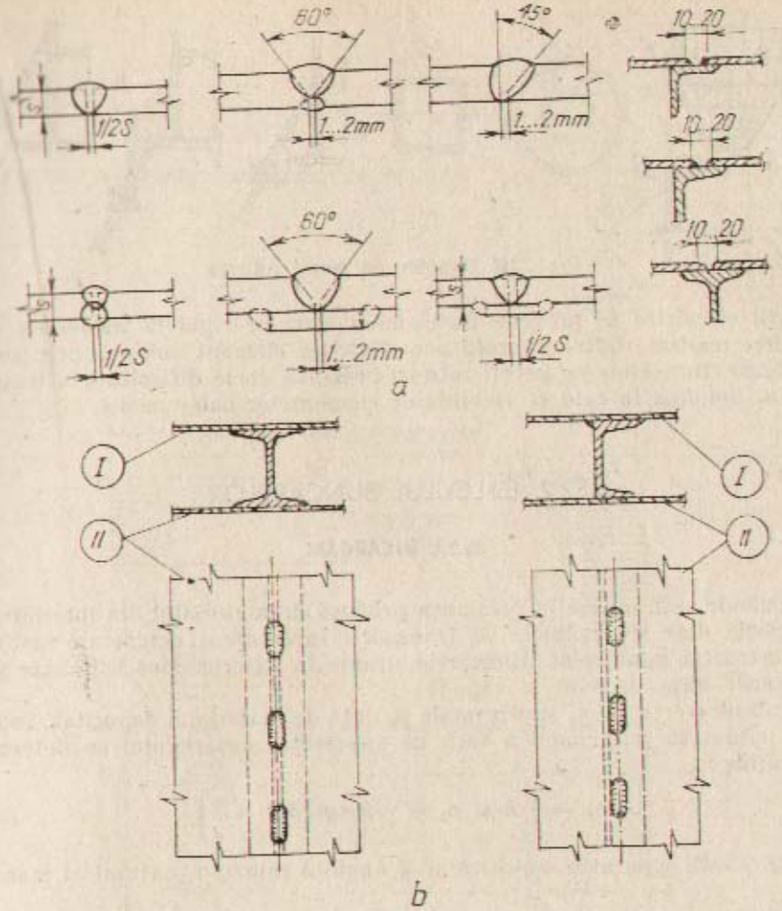



Fig. 32.6. Înnădirea *(a)* și prinderea *(b)* tablelor de elementele de rigidizare.

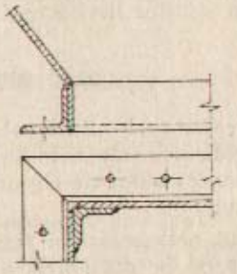


Fig. 32.7. Întărirea gurii pîlniei.

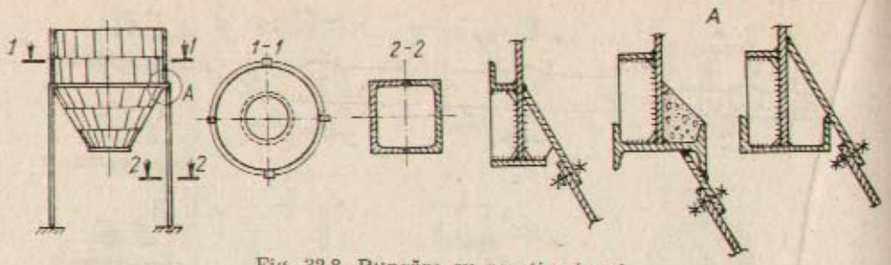



Fig. 32.8. Buncăre cu pereți rotunzi.

a părții cilindrice se prevede un element circular rigid la încovoiere și la răsucire, realizat dintr-un profil sau dintr-un element compus prin sudare (fig. 32.8). Buncărele cu pereți rotunzi prezintă unele dificultăți la trasarea, tăierea, îndoirea la cald și asamblarea elementelor componente.

## 32.2. CALCULUL BUNCĂRELOR

### 32.2.1. ÎNCĂRCĂRI

Buncărele sînt supuse la presiunea produsă de materialul din interior și la încărcările date de utilajele de transport, încărcare și descărcare susținute de construcția buncărelor. Buncărele situate în exterior sînt acționate și de încărcările date de vînt și zăpadă.

Presiunile verticale $p_v$ și orizontale $p_0$ date de materialul depozitat, într-un punct situat la adîncimea $h$ față de suprafața materialului se determină cu relațiile :

$$p_v = \gamma \cdot h \text{ și } p_0 = \gamma \cdot h \cdot \operatorname{tg}^2\left(45° - \frac{\varphi}{2}\right), \tag{32.1}$$

în care $\gamma$ este greutatea specifică și $\varphi$ unghiul taluzului natural al materialului.

Presiunea normală $p_n$ pe un plan înclinat cu unghiul $\alpha$ față de orizontală se determină scriind proiecția forțelor (presiunea multiplicată cu suprafața de aplicare) ; considerînd o suprafață de lungime și lățime egală cu unitatea (fig. 32.9), se obține :

$$p_n \cdot 1 \cdot 1 = p_v \cdot 1 \cdot \cos\alpha \cdot \cos\alpha + p_0 \cdot 1 \cdot \sin\alpha \cdot \sin\alpha,$$

$$p_n = p_v \cdot \cos^2\alpha + p_0 \cdot \sin^2\alpha. \tag{32.2}$$

În metoda stărilor limită coeficientul încărcării din material este $n = 1{,}3$.

### 32.2.2. BUNCĂRE CU PEREȚI PLANI

*Tabla pereților verticali* se calculează ca o placă subțire rezemată pe nervurile de rigidizare, solicitată de presiunea $p_0$ (fig. 32.10). În funcție de modul de așezare a nervurilor de rigidizare, presiunea $p_0$ la care se calculează tabla se poate lua :

— în cazul nervurilor de rigidizare orizontale (fig. 32.10, *b*) ca o medie a presiunilor de la reazemele aferente ; egalizînd momentele încovoietoare



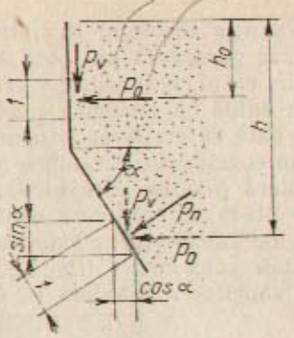



Fig. 32.9. Presiunea materialului pe pereți.

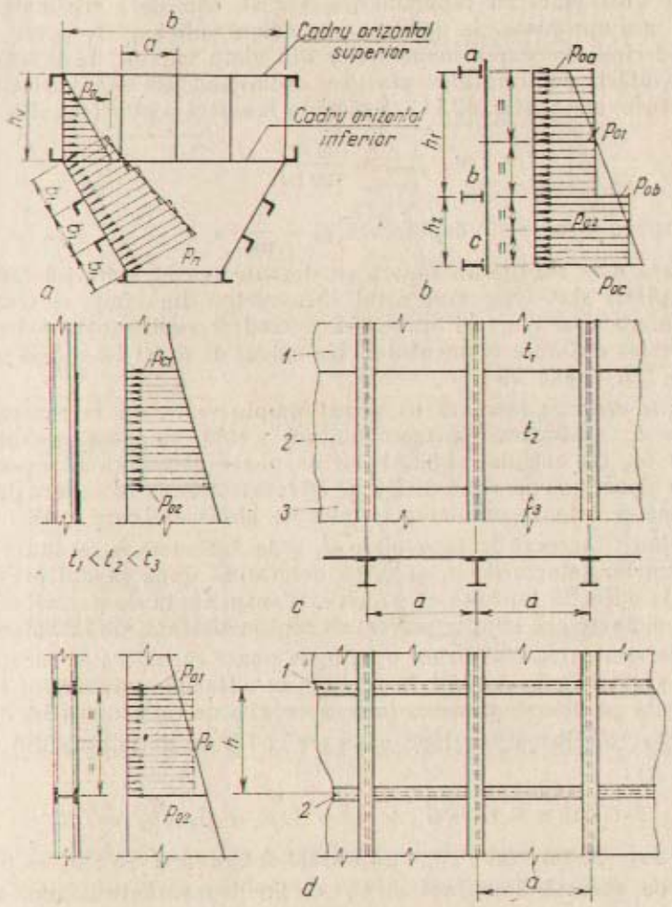



Fig. 32.10. Variația și determinarea presiunilor de calcul :
*a* — pe ansamblul buncărului ; *b* — pe nervuri de rigidizare orizontale : *1*, *2*, *3* — virole ; *c* — pe nervuri de rigidizare verticale ; *d* — pe nervuri de rigidizare combinate ; *1*, *2* — nervuri de rigidizare.

La preluarea acestor eforturi conlucrează și nervurile de rigidizare orizontale ale pîlniei astfel încît :

$$\sigma' = \frac{p_0 \cdot l \cdot b_1}{2A}, \qquad (32.8)$$

în care : $p_0$ este presiunea orizontală dată de material în dreptul nervurii ; $l = l_1$ — deschiderea peretelui în dreptul rigidizării ; $b_1$ — distanța dintre rigidizările orizontale, iar $A = b_1 \cdot t + A_r$ ($A_r$ fiind aria secțiunii rigidizării orizontale).

*Rigidizările pîlniei* se verifică la încovoierea (fig. 32.11, *d*) produsă de presiunea interioară $p = p_n \cdot b_1$, în care $p_n$ este presiunea normală în dreptul rigidizării, iar $b_1$ — lățimea aferentă nervurii de rigidizare. Dacă între rigidizările de pe două fețe învecinate continuitatea este asigurată, momentele încovoietoare se determină ca pentru un cadru închis ; în cazul cînd nervurile nu sînt legate continuu, ele pot fi considerate ca articulate la extremități. În secțiunea rigidizării se introduce și o lățime de placă egală cu 30 $t$.

*Cadrul orizontal* de la legătura dintre pîlnie și peretele vertical (fig. 32.11, *e*) se calculează la următoarele solicitări :

— de la peretele vertical :

$$q_1 = \frac{\bar{p}_0 \cdot h_r}{3}, \qquad (32.9)$$

în care $\bar{p}_0$ este presiunea maximă la partea inferioară ;

— de la panoul de pîlnie cuprins între cadrul de rigidizare orizontal și prima rigidizare de pe pîlnie :

$$q_2 = \frac{p_n \cdot b_1 \cdot \sin \alpha}{2}, \qquad (32.10)$$

în care $p_n$ este presiunea normală medie pe lățimea $b_1$ (v. fig. 32.10, *a*) ;

— de la pîlnia suspendată de cadrul de rigidizare :

$$q_3 = T \cdot \cos \alpha = \frac{G}{U} \operatorname{ctg} \alpha \text{ și } q_c = T \cdot \sin \alpha = \frac{G}{U}. \qquad (32.11)$$

În consecință cadrul orizontal este solicitat de o încărcare orizontală $q_0 = q_c - (q_1 + q_2)$.

Încărcările orizontale produc în cadru momente încovoietoare ; dacă barele cadrului sînt legate rigid la colțuri, momentele se calculează ca pentru un cadru închis ; în caz contrar barele se calculează ca elemente articulate la capete.

*Grinda peretelui vertical* care este rezemată pe stîlpi se calculează pentru încărcarea verticală $q_v$. În unele cazuri la bateriile de buncăre nu se prevăd stîlpi la colțurile fiecărui buncăr ; în acest caz o grindă este alcătuită dintr-un perete comun mai multor buncăre. La verificarea secțiunii grinzii perete, trebuie avut în vedere că elementele ei componente mai au și alte funcțiuni :

— talpa superioară îndeplinește și rolul de cadru orizontal superior ;



— inima este solicitată și ca perete ;

— talpa inferioară este și cadru orizontal de rigidizare.

Cînd pe buncăre circulă convoaie de cale ferată, mijloace de transport auto sau sînt așezate utilaje, încărcările respective sînt preluate tot de pereții verticali.

### 32.2.3. BUNCĂRE CU PEREȚI ROTUNZI

Calculul părții cilindrice se efectuează după aceleași principii ca și partea cilindrică a rezervoarelor verticale ; presiunea orizontală este dată de relația (32.1).

Partea conică (fig. 32.12) se calculează cu relația (31.3) în care :

$$r_1 = \infty \; ; \; r_2 = y \frac{\operatorname{tg} \alpha}{\cos \alpha} \; ; \; p_n = \gamma (h - y) \operatorname{tg}^2 \left(45° - \frac{\varphi}{2}\right) \qquad (32.12)$$

Pentru o fișie de lățime unitară rezultă :

$$\frac{\sigma_2}{r_2} = \frac{p_n}{t_n}, \text{ respectiv } \sigma_2 = \frac{r_2 \cdot \gamma (h - y) \operatorname{tg}^2 \left(45° - \frac{\varphi}{2}\right)}{t} \qquad (32.13)$$

Efortul unitar după generatoare $\sigma_0$ :

$$\sigma_0 = \frac{G}{2\pi \cdot r_0 \cdot t \cdot \sin \theta} \text{ unde } \theta = \frac{\pi}{2} - \alpha \text{ și } r_0 = y \cdot \operatorname{tg} \alpha, \qquad (32.14)$$

$$\text{iar } G = \gamma \frac{\pi \cdot r_0^2}{3} (3h - 2y) = \gamma \pi \cdot y^2 \frac{3h - 2y}{3} \operatorname{tg}^2 \alpha, \qquad (32.15)$$

adică :

$$\sigma_0 = \gamma \frac{y(3h - 2y) \operatorname{tg} \alpha}{6 \cdot t \cdot \cos \alpha}. \qquad (32.16)$$

Inelul rigid de la legătura dintre pîlnie și partea cilindrică superioară este o grindă circulară solicitată pe două direcții, solicitări care provin din proiecția pe orizontală și verticală a reacțiunilor date de pîlnie. În cazul rezemării pe stîlpi, inelul este supus la încovoiere și răsucire, de aceea se realizează adesea cu secțiune închisă pentru a prezenta rigiditate și capacitate portantă sporite.

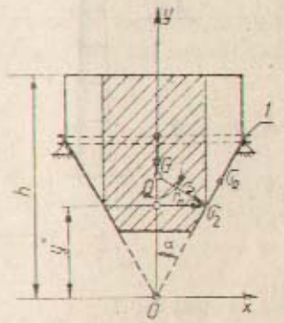



Fig. 32.12. Calculul buncărelor cu pereți rotunzi :
*1* — inel rigid de rezemare.

CAPITOLUL 33

# TURNURI

## 33.1. ELEMENTE GENERALE

Turnurile sînt construcții înalte avînd pereții realizați din structuri cu zăbrele plane sau spațiale solidarizați între ei cu diafragme (fig. 30.2 și 33.1) ; se pot realiza și cu pereții plini sub formă de pînză (membrană) cilindrică sau conică.

Turnurile rezultă mai grele decît pilonii ancorați, însă ocupă o suprafață construită mai redusă, condiție importantă în special pentru construcțiile din centrele locuite. Lipsa cablurilor de ancoraj le fac mai puțin periculoase pentru transportul aerian. În zonele în care poleiul apare frecvent, sînt de preferat turnurile, deoarece poleiul se depune în special pe cabluri, conducînd la solicitări defavorabile pentru piloni.

Turnurile se realizează de regulă cu patru fețe ; se pot realiza turnuri și cu trei, șase sau opt fețe. Soluțiile cu patru fețe rezultă de regulă mai simple, mai economice și se pretează mai bine la modulare.

Forma turnului se adoptă astfel încît să se apropie de forma unui solid de egală rezistență. În cazul unor înălțimi mai reduse, condiția de simplitate a execuției impune folosirea unor turnuri cu fețe plane, de formă tronconiramidală. Lățimea bazei la turnurile tronconiramidale se ia de regulă între 1/8 și 1/15 din înălțime, latura la vîrf între 1 și 2 m, iar înclinarea fețelor între 2,5 și 5%. Din aceleași motive de simplitate, unele turnuri au partea superioară

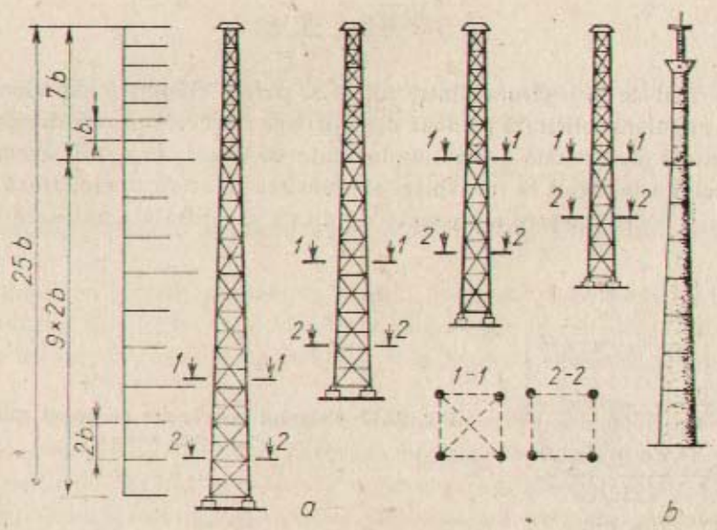



Fig. 33.1. Tipuri de turnuri :
*a* — structuri cu zăbrele ; *b* — cu pereți sub formă de pînză conică.



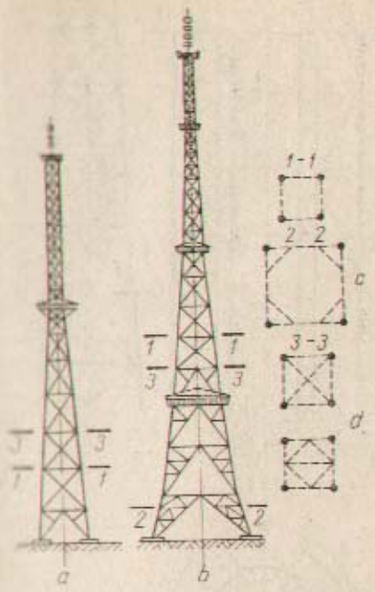



Fig. 33.2. Soluții constructive :
*a* — turnuri de înălțime mai redusă ; *b* — turnuri înalte ; *c* — legături pentru reducerea lungimilor de flambaj ; *d* — tipuri de diafragme.

cu lățime constantă (fig. 33.2, *a*). În cazul unor turnuri de înălțime foarte mare apare rațională schimbarea înclinării montanților, respectiv a fețelor în mai multe puncte pe înălțime (fig. 33.2, *b*).

Montanții turnurilor de înălțime mică se pot realiza din una sau două corniere. În cazul turnurilor înalte apare mai rațional să se realizeze montanți din țevi care conduc la presiuni mai reduse ale vîntului (fig. 33.3). Diametrele optime variază între 130 și 150 mm, corespunzînd unor valori minime ale coeficienților aerodinamici.

Fețele turnurilor între două puncte de frîngere ale montanților sînt elemente cu zăbrele plane. Unghiurile pe care le fac diagonalele cu montanții variază între 30 și 60° (de preferat unghiuri apropiate de 45°). La turnurile de lățime variabilă mărimea panoului determinată de distanța dintre două noduri se micșorează spre vîrful turnului ; pentru simplitatea execuției mărimea panoului se păstrează constantă pe porțiuni, ceea ce conduce la diagonale cu înclinări variabile. Tipul de diagonale ales poate fi triunghiular sau încrucișat, în formă de romb sau în formă de K. Dacă panourile sînt mari, pentru reducerea lungimii de flambaj a zăbrelelor și montanților se folosesc zăbrele suplimentare ; pentru reducerea lungimii de flambaj în plan orizontal între nodurile a două fețe diferite se prevăd legături cu bare suplimentare (fig. 33.2, *c*).

Diagonalele și celelalte bare ale turnului se realizează din profile laminate sau din țevi în funcție de modul de alcătuire general al turnului.

Pentru asigurarea indeformabilității ansamblului și a rigidității la solicitări de răsucire turnurile cu patru sau mai multe laturi se prevăd cu diafragme de rigidizare realizate din bare (fig. 33.2, *d*). Aceste diafragme pot servi și ca platforme de lucru, de vizitare sau în alte scopuri. De obicei turnurile așezate în centre de locuit sînt amenajate ca puncte turistice ; la diferite niveluri pe înălțimea lor sînt prevăzute platforme închise, cu structură metalică, cu restau-

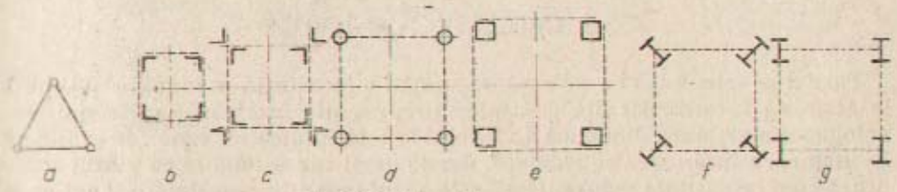



Fig. 33.3. Tipuri de montanți :
*a*, *d* — din țeavă ; *b*, *c* — din corniere ; *e* — cu secțiune închisă ; *f*, *g* — cu secțiune dublu T.

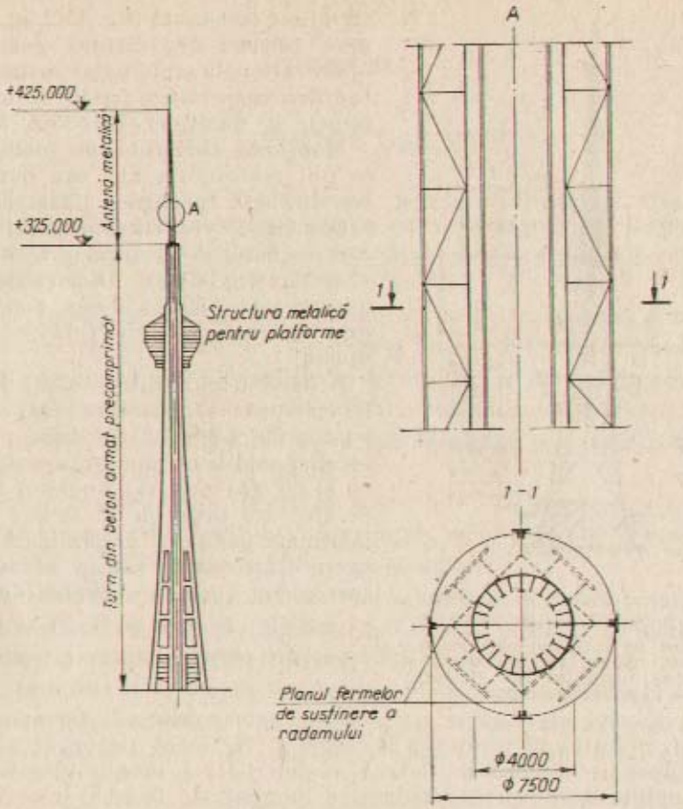



Fig. 33.4. Turn cu structură mixtă (turnul de televiziune București, proiect I. P. Carpați).

rante sau alte amenajări cu caracter turistic. Pentru accesul la nivelurile superioare se prevăd ascensoare.

Se pot realiza turnuri mixte la care partea inferioară este din beton armat iar partea superioară care are și rol de antenă este metalică protejată de un înveliș din fibre de sticlă denumit radom (fig. 33.4). Platforma turistică este cu structură metalică.

Câteva moduri de alcătuire și detalii constructive mai semnificative de realizare a nodurilor sînt prezentate în figurile 33.5 și 33.6.

## 33.2. CALCULUL TURNURILOR

Turnul se calculează ca o structură spațială, încastrată în fundație și supusă la acțiunea încărcărilor din greutatea proprie, din încărcările utilajului tehnologic, din acțiunea dinamică a vîntului la intensitatea maximă ; se consideră de asemenea încărcarea cu chiciură, dar în acest caz se admite că vîntul acționează cu o intensitate redusă. Dacă este cazul se iau în considerare și acțiunile seismice. Determinarea mărimii acestor acțiuni a fost prezentată la capitolul 30.



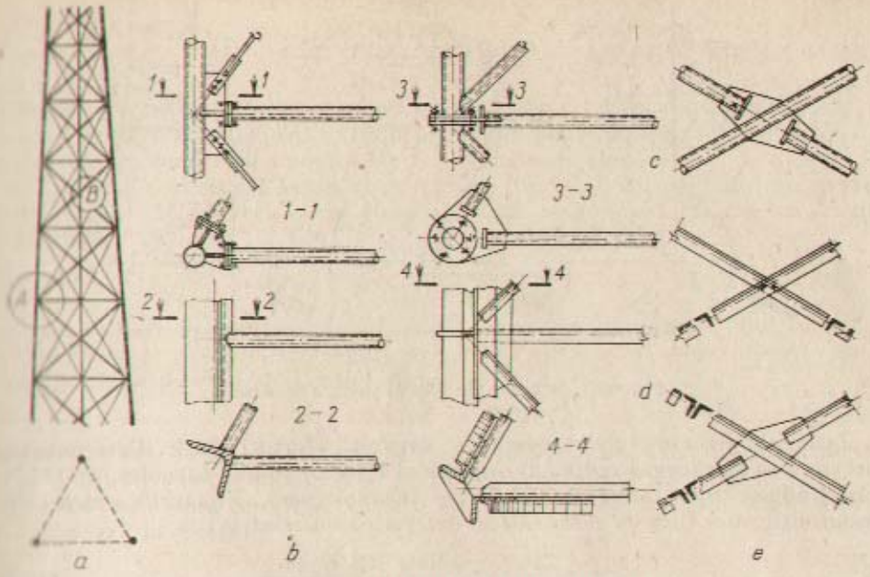



Fig. 33.5. Turn cu secțiune triunghiulară :
*a* — schemă de ansamblu ; *b*, *c*, *d* — variante pentru detaliul *A* ; *e* — detaliul *B*.

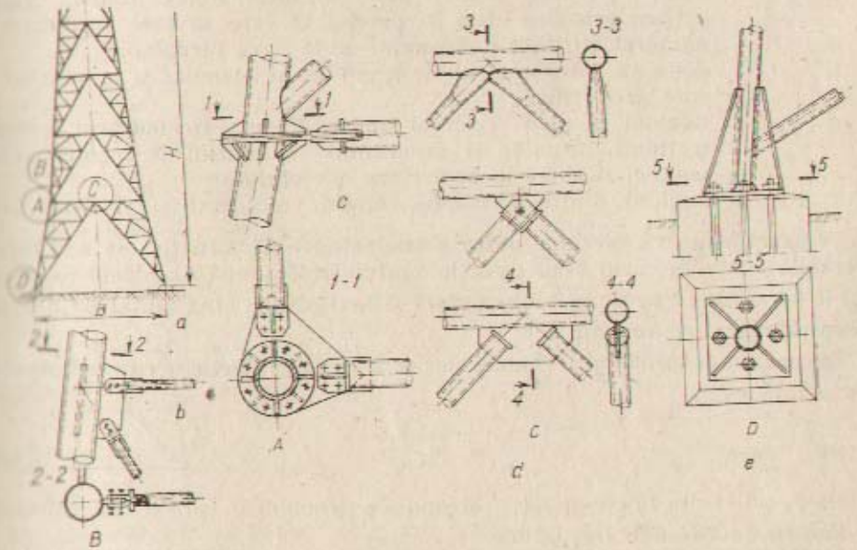



Fig. 33.6. Turn cu secțiune dreptunghiulară :
*a* — schemă de ansamblu ; *b*, *c*, *d*, *e* — detalii.

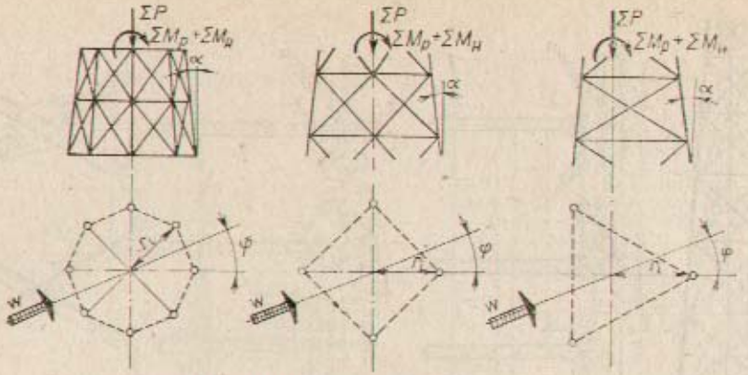



Fig. 33.7. Scheme de calcul pentru montanți.

În barele structurii de rezistență se dezvoltă eforturi axiale. Determinarea acestora se efectuează reducînd ansamblul forțelor în axa turnului (fig. 33.7), obținîndu-se forțe axiale și momente încovoietoare. Eforturile axiale din montanții unui turn cu $n$ muchii se determină cu relația :

$$N_m = \frac{\Sigma P}{n \cdot \cos \alpha} \pm \frac{2(\Sigma M_H + \Sigma M_P) \cos \varphi}{n \cdot r_i \cdot \cos \alpha}, \qquad (33.1)$$

în care :

$\Sigma P$ este greutatea turnului și utilajelor, platformelor și încărcărilor de pe platforme ;

$\Sigma M_P$ — momentele date de încărcările verticale care acționează excentric în raport cu axa verticală a turnului ;

$\Sigma M_H$ — momentele încovoietoare date de încărcările orizontale (vînt, acțiuni seismice etc.) la nivelul la care se face verificarea ;

$n$ — numărul laturilor poligonului de la baza turnului ;

$r_i$ — distanța între centrul de greutate al turnului și montantul $i$ care se verifică ;

$\varphi$ — unghiul în plan orizontal dintre dreapta trecînd prin centrul secțiunii turnului și montantul cu efortul de compresiune maxim, în direcția de acțiune a vîntului ;

$\alpha$ — unghiul dintre axa montantului considerat și verticala lui.

Pentru turnuri cu secțiune pătrată sau octogonală, situația cea mai defavorabilă apare în cazul cînd direcția vîntului este după diagonală ($\varphi = 0$), iar la turnurile cu secțiune triunghiulară și hexagonală, cînd vîntul acționează perpendicular pe una din fețe.

În cazul unui turn cu $n$ — număr par de fețe, forța tăietoare care acționează pe o față este :

$$T = \frac{2T_i}{n}, \qquad (33.2)$$

unde $T_i$ este forța tăietoare care corespunde panoului în care se face calculul.

Pentru un pilon cu trei laturi :

$$T \simeq 0{,}87\, T_i. \qquad (33.3)$$



Eforturile în zăbrelele turnului cu patru laturi (fig. 33.8) se determină cu relațiile :

$$D = \frac{\Sigma M_0}{2r}; \quad V = \frac{\Sigma M_0}{2h_0}; \quad r = (h_0 - b)\frac{a}{2l} \qquad (33.4)$$

în care : $D$ este efortul în diagonală ; $V$ — efortul în bara orizontală ; $M_0$ — suma momentelor forțelor exterioare care acționează deasupra secțiunii considerate în raport cu punctul 0 ; $l$ — lungimea diagonalei.

În cazul cînd asupra turnului cu $n$ laturi (fig. 33.7) acționează și un moment de răsucire $M_r$, zăbrelele vor fi solicitate în plus de o forță tăietoare suplimentară :

$$T_r = \frac{M_r}{n \cdot r_i \cdot \cos \pi/n}. \qquad (33.5)$$

La turnuri cu montanți liniari (fără schimbare de pantă), cînd turnul nu este supus la răsucire, diafragma se verifică la un efort convențional care se dezvoltă în direcția diagonalei (fig. 33.9) :

$$H_1 = 0{,}1\Delta T + 0{,}00267N, \qquad (33.6)$$

unde $\Delta T$ este diferența de forță tăietoare pe porțiunea între două diafragme ; $N$ — efortul axial în montant pe porțiunea de așezare a diafragmei.

Cînd montanții prezintă variații de înclinare pe lungime, diafragma se calculează la efortul :

$$H_2 = 0{,}1\Delta T + 0{,}00267N + 0{,}5H, \qquad (33.7)$$

în care $H$ este efortul orizontal produs în diafragmă datorită variației unghiului de înclinare a montantului.

Momentul de răsucire produce în diafragma unui turn cu secțiune dreptunghiulară la care raportul $\frac{a}{b} \leqslant 1{,}5$, un efort (fig. 33.10) :

$$H_a = \frac{M_r}{2a}; \quad H_b = \frac{M_r}{2b}. \qquad (33.8)$$

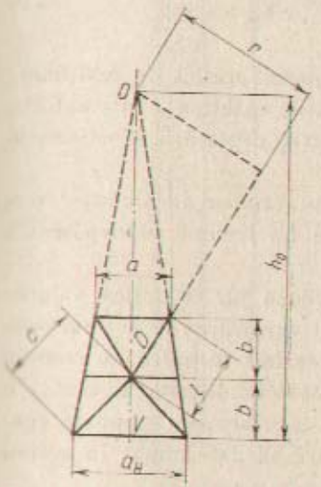



Fig. 33.8. Schemă de calcul pentru diagonale.

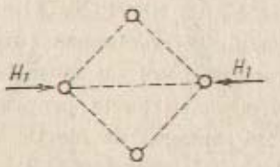



Fig. 33.9. Schemă de verificare a diafragmelor.

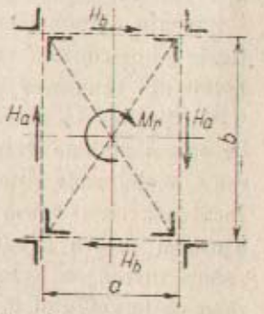



Fig. 33.10. Forțe produse de răsucire în planul pereților.

Zăbrelele se calculează la acțiunea forțelor tăietoare care acționează în planul feței.

În calcul se consideră că forțele verticale solicită numai montanții (la compresiune) fără a afecta și diagonalele ; această ipoteză, valabilă pentru turnurile prismatice, se poate extinde și la cele tronconiramidale dacă înclinarea montantului față de verticală nu depășește 1/8.

Diagonalele și barele orizontale trebuie verificate suplimentar și la încovoiere dacă au încărcări directe din platforme sau aparataj sau dacă au zvelțețe mari ($\lambda > 100$), în care caz trebuie luate în considerare atît efectul greutăților proprii, cît și acțiunea directă a vîntului.

Zăbrelele suplimentare, fără efort din încărcările propriu-zise, și care au rolul de a reduce lungimea de flambaj a altor bare se verifică la un efort egal cu 0.020 $N$ din efortul barei ($N$) pe care o rigidizează.

La turnurile cu înălțimi mici zăbrelele încrucișate se pot realiza și din oțel rotund prezentînd avantajul de a expune vîntului o suprafață mai mică decît cele realizate din profile sau țevi. Diagonalele se preîntind cu un efort egal cu 50% din efortul de calcul și în consecință pot prelua și eforturi de compresiune produse de presiunea dinamică a vîntului. Această pretensionare se poate realiza fie mecanic (prin strîngerea puternică a unor piulițe), fie utilizînd energia calorică (în general de natură electrică), cînd montarea diagonalei se efectuează în stare încălzită (și deci alungită), urmînd ca bara să se autopretensioneze prin răcire.

Turnurile au limitate deformările în exploatare. Săgeata în vîrful turnului se poate admite 1/100 din înălțime. Pentru a asigura stabilitatea dinamică a turnului este de preferat ca săgeata maximă să rămînă în limitele 1/150... 1/300 din înălțime. Mărimea deplasării în vîrful turnului se poate calcula considerînd turnul ca un element cu secțiune plină echivalentă, cu relația :

$$\Delta_{max} = k \int_0^H \frac{M_0 \cdot \bar{m}}{EI} \, dx, \qquad (33.9)$$

în care $I$ este momentul de inerție al montanților (variabil pe înălțime) ; $M_0$ și $\bar{m}$ — momentele încovoietoare din încărcările exterioare (normate) și respectiv dintr-o forță unitară aplicată pe direcția deplasării. Coeficientul $k \simeq 1.2$ ține seama de deformabilitatea zăbrelelor.

Săgeata diagonalelor și a barelor orizontale sub acțiunea încărcărilor verticale și orizontale care acționează direct pe ele nu trebuie să depășească 1/400 din lungimea lor.

Verificarea la acțiunea dinamică a vîntului (dacă nu se aplică valorile de calcul globale date în STAS 10101/20-78) sau verificarea la acțiuni seismice acolo unde este cazul, se efectuează considerînd turnul ca o consolă încărcată cu o masă variabilă sau cu mase izolate la diferite niveluri, cu ajutorul cărora se determină perioada proprie de vibrație. Se poate considera turnul ca avînd un moment de inerție variabil determinat în același mod ca la calculul deplasării orizontale (33.9).

Pentru cazul cînd pe turn masa se poate considera repartizată variabil, perioada $T$ se poate adopta conform tabelului 33.1.



*Tabelul 33.1*

**Perioada proprie de vibrație a turnurilor metalice cu masa repartizată variabil pe înălțimea lor**

$$T = 0{,}63 \cdot 10^{-2} \frac{H^2}{r_i - r_s} \sqrt{K_f \frac{5 + k_g}{3 + k_g}}$$

în care :

$$k_g = \frac{\text{greutate pe ml a turnului la partea inferioară}}{\text{greutatea pe ml a turnului la partea superioară}} ;$$

$H$ = înălțimea turnului, în m ;

$r_s$, $r_i$ — razele cercurilor care circumscriu conturul format de montanții turnului la partea inferioară, respectiv superioară, în m ;

$K_f = \int_0^1 \frac{(3K_A + x_1)x_1^2}{(K_A + x_1)(K_r + x_1)^2} \, dx_1$ — se poate obține direct cu ajutorul graficelor din figura 33.11 funcție de $K_A$ și $K_r$,

$$x_1 = \frac{x}{H}$$

$$K_A = \frac{A_s}{A_i - A_s} ; \quad K_r = \frac{r_s}{r_i - r_s}$$

$A_s$ ; $A_i$ — ariile secțiunilor montanților turnului la partea superioară, respectiv inferioară

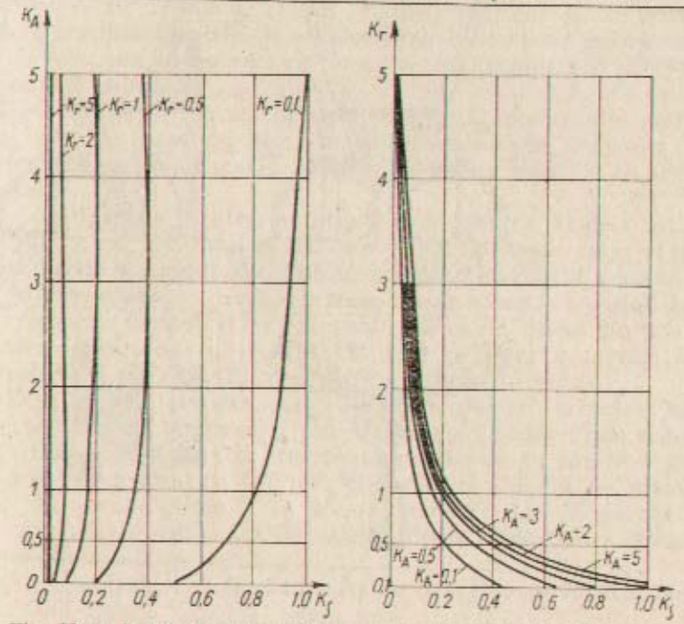



Fig. 33.11. Determinarea grafică a coeficientului $K_f$ în funcție de $K_A$ și $K_r$.

CAPITOLUL 34

# PILONI ANCORAȚI

## 34.1. ELEMENTE GENERALE

Pilonii ancorați sînt construcții înalte avînd structura realizată cu zăbrele sau din tablă cu secțiune tubulară (v. fig. 30.2, *b*) ancorată la diferite niveluri cu ajutorul unor cabluri. Pilonii reazemă pe o fundație de beton, iar cablurile se fixează prin intermediul unor izolatori de niște ancoraje. Numărul nivelurilor de ancorare variază de la unu la șase, în funcție de necesitățile tehnologice, de înălțimea pilonului și de dimensiunile secțiunii transversale. Pilonii ancorați au consumul de oțel și costul mai mici decît turnurile, dar datorită cablurilor de ancorare ocupă o suprafață mai mare de teren.

În funcție de secțiunea transversală a pilonului (triunghiulară sau pătrată), cablurile pot fi așezate în trei sau patru planuri verticale (fig. 34.1, *a*). Unghiul de înclinare dintre cabluri și piloni se recomandă a fi între 30 și 60°.

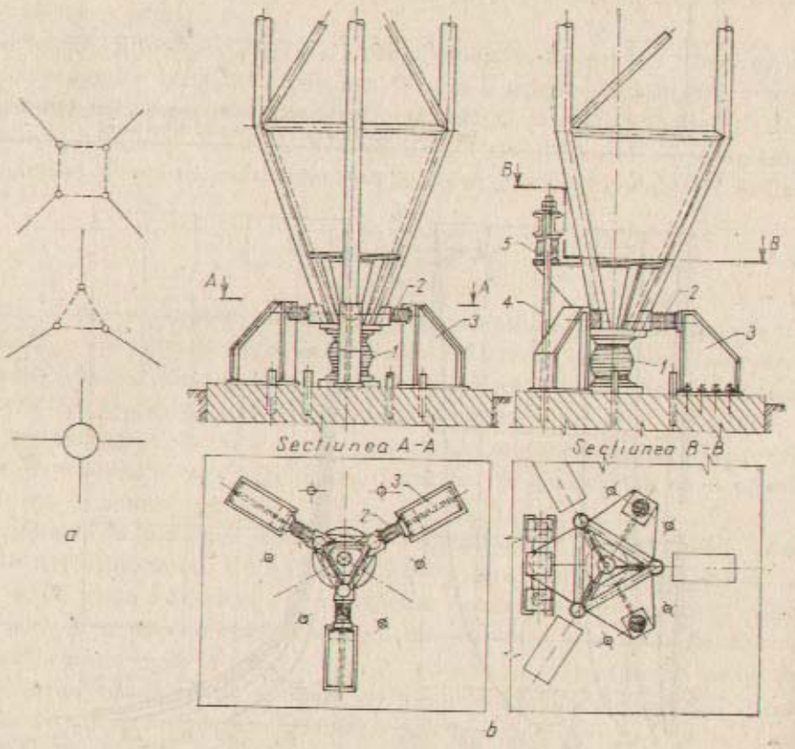



Fig. 34.1. Ancorarea *(a)* și rezemarea pilonilor *(b)*:
1 — izolator principal; 2 — izolator lateral; 3 — cadru de fixare orizontal; 4 — șurub de ancoraj; 5 — izolator pentru șurubul de ancoraj.



Punctele de ancorare la sol pot fi separate sau comune pentru mai multe cabluri cuprinse în același plan vertical. În cazul prevederii cablurilor paralele — cu fundații separate — unghiul de înclinare se ia apropiat de 45°; dacă sînt mai multe cabluri care se ancorează în același bloc, unghiurile variază între 60 și 30°, uneori ieșind din aceste limite.

Prevederea unui număr mai mare de cabluri reduce dimensiunea transversală a pilonului, dar complicațiile legate de montare, fundare, ancorare și izolarea electrică, necesită o analiză atentă a rezolvărilor adoptate.

Raportul între înălțimea $H$ și diametrul $D$ al cercului în care se înscrie secțiunea transversală variază în limitele:

$$60 \leqslant H/D \leqslant 200. \qquad (34.1)$$

iar distanța dintre punctele de ancorare a cablurilor ($l$) variază între:

$$15D \leqslant l \leqslant 30D. \qquad (34.2)$$

Prin așezarea corespunzătoare a cablurilor se urmărește să se obțină o structură solicitată cît mai uniform; notînd cu $b$ distanța dintre montanți, în baza relației (34.2) rezultă că distanța dintre ancoraje $l$ nu trebuie să depășească 34 $b$ la piloni cu secțiunea triunghiulară și 42 $b$ la piloni cu secțiunea dreptunghiulară.

Pilonul se realizează din oțel carbon sau din oțel slab aliat; elementele de ancorare se realizează din cabluri de oțel, iar izolatorii din porțelan. Cablurile de oțel au diametre pînă la 76 mm.

Pentru a realiza întinderea firelor componente, cablul se preîntinde înainte de montare cu un efort egal cu jumătate din efortul lui de rupere. Astfel se obține o așezare mai compactă a firelor, mărirea modulului de elasticitate ($E \simeq 1{,}6 \times 10^5$ N/mm²), eliminarea deformațiilor permanente și micșorarea deformațiilor elastice în exploatare. Efortul se aplică timp de o jumătate de oră, sau se aplică sub forma a trei încărcări și descărcări succesive de scurtă durată.

Capetele cablurilor se fixează în niște pahare (în general din oțel) cu ajutorul unui aliaj pe bază de zinc, turnat. Rezistențele mecanice la rupere ale aliajului sînt de aproximativ 250 N/mm² la întindere și de 600 N/mm² la compresiune.

Soluțiile constructive pentru montanții pilonilor cu zăbrele sînt aceleași ca și la turnuri; cu precădere se utilizează țevile rotunde care asigură reducerea substanțială a presiunii vîntului, avînd un coeficient aerodinamic mai favorabil decît profilele deschise. Este de preferat ca distanța $b$ dintre montanți, respectiv diametrul lor exterior (cînd se alcătuiesc din țevi rotunde) să se păstreze invariabile pe toată înălțimea construcției; variația de secțiune se realizează prin modificarea grosimii peretelui țevii.

Diagonalele se pot face din oțel rotund în sistem încrucișat și cu pretensionare termică (ca la turnuri) sau din corniere sau țevi în sistem triunghiular. Prinderea la noduri se efectuează după caz, cu sau fără gusee. Barele orizontale se realizează din țevi cu prindere directă de montanți sau flanșe, sau din profile dublu T în dreptul platformelor. Prinderea între ele a barelor din țevi se realizează de regulă direct prin sudură. Prinderile de montaj se proiectează cu șuruburi.

Lungimea tronsoanelor de montaj este de 5...8 m în funcție de utilajele de ridicat.

În funcție de condițiile impuse de exploatare (telecomunicații) pilonul se așază pe un aparat de reazem izolat sau legat la pămînt.

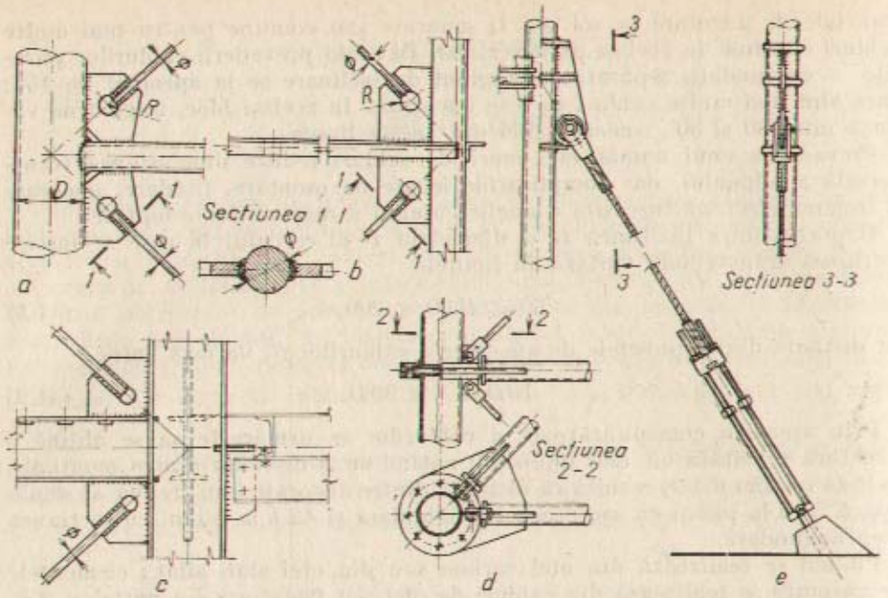



Fig. 34.2. Detalii *(a ... c)* de alcătuire a pilonilor ancorați.

Alcătuirea unui tip de reazem pe fundație, a ancorajelor și a altor detalii constructive este dată în figurile 34.1 și 34.2 ; reazemul prezentat permite rotiri și ca atare lucrează ca o articulație.

În alte cazuri montanții se ancorează fiecare separat în fundație (ca la turnuri) și în acest caz este realizată o încastrare a pilonului.

Realizarea unor piloni sub formă închisă cilindrică este arătată în figura 34.3.

Încărcările pe pilon se determină în principiu ca și la turnuri. În plus, trebuie să se ia în considerare și componentele verticale ale eforturilor inițiale introduse la montaj în cabluri.

Pentru încărcarea produsă de vînt (STAS 10101/20-78) se alege direcția care conduce la eforturile cele mai defavorabile în combinație cu celelalte încărcări. Se consideră presiunea vîntului atît pe pilon, cît și pe cabluri. Pentru simplificarea calculului, cu suficientă exactitate, se poate considera presiunea vîntului constantă pe toată lungimea cablului și egală cu cea corespunzătoare la 2/3 din înălțimea capătului superior al cablului. Se admite de asemenea că presiunea pe construcția pilonului este constantă între două puncte de ancoraj ; valoarea presiunii uniforme se consideră ca o medie ponderată a presiunilor pe lungimea dintre cele două ancoraje.

La determinarea încărcărilor se are în vedere și posibilitatea formării unui strat de polei (chiciură) pe elementele construcției metalice și în special pe cabluri (v. cap. 30).

Pentru calculul pilonului se iau în considerare grupările de încărcări date la capitolul 30. Gruparea cea mai defavorabilă este dată în majoritatea cazurilor de încărcarea cu presiunea maximă a vîntului la temperatura de +20°C.

Pilonii din regiunile seismice se verifică și la acțiunea cutremurului combinată, dacă este cazul, cu ruperea unui ancoraj de pe o parte a pilonului.

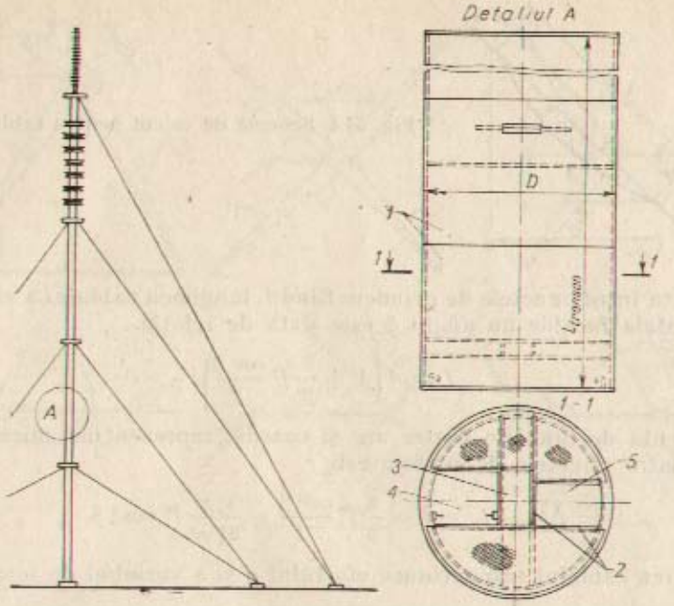



Fig. 34.3. Pilon cu secțiune închisă cilindrică (cu detaliul unui tronson) :

*1* — virolă ; *2* — grinzi de susținere planșeu intermediar ; *3* — gol pentru trecerea echipamentului tehnologic ; *4* — gol pentru trecerea liftului ; *5* — gol pentru trecere scară acces.

În afară de condițiile de exploatare, este necesară și verificarea cablurilor în condițiile de montaj. Ele se calculează la încărcarea dată de macaralele de montaj și de presiunea dinamică de bază din vînt, corespunzătoare unei viteze de 15 m/s calculată cu relația (30.1). Pentru montaj se prevăd uneori ancoraje prin cabluri suplimentare care se îndepărtează după montarea cablurilor definitive.

Deplasarea orizontală (elastică) a pilonului în exploatare la nivelul prinderilor cablurilor nu va depăși 1/100 din înălțimea de la bază la nivelul acestor secțiuni ; deplasarea vîrfului pilonului nu va depăși 1/100 din lungimea consolei (măsurată de la nivelul ancorajelor superioare).

## 34.2. CALCULUL PILONILOR

Calculul pilonilor ancorați se bazează pe calculul cablurilor de ancoraj. Considerînd un cablu fixat între două puncte, deformata fiind asimilată cu o parabolă (fig. 34.4), legătura dintre efortul de întindere $S$ și săgeata $f$ dată de greutatea proprie a cablului se poate scrie :

$$S = \frac{pl^2}{8f} ; \quad f = \frac{pl^2}{8 \cdot S} = \frac{pl^2}{8\sigma A} = \frac{\gamma l^2}{8\sigma} ; \tag{34.3}$$

în care : $\sigma$ este efortul unitar în cablu ; $A$ — secțiunea cablului ($S = A \cdot \sigma$), iar $\gamma = p/A$ — greutatea pe unitatea de suprafață și de lungime a cablului.

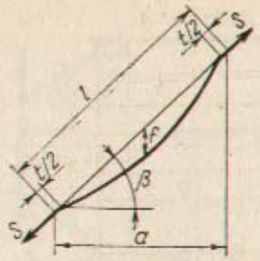



Fig. 34.4. Schemă de calcul pentru cablu.

Distanța între punctele de prindere fiind $l$, lungimea cablului a cărui coardă cu orizontala închide un unghi $\beta$ este dată de relația :

$$L = l\left(1 + \frac{8}{3}f^2\frac{\cos^3\beta}{l^2}\right), \tag{34.4}$$

iar diferența de lungime dintre arc și coardă, reprezentînd micșorarea distanței dintre punctele de reazem este :

$$\Delta l_1 = L - l = \frac{8}{3}f^2\frac{\cos^3\beta}{l} = \frac{1}{24}\frac{\gamma^2}{\sigma^2}l^3\cos^2\beta. \tag{34.5}$$

Alungirea cablului sub acțiunea efortului $\sigma$ și a variației de temperatură $t$ este :

$$\Delta l_2 = \frac{\sigma\cdot l}{E} + \alpha t l. \tag{34.6}$$

Rezultă deformația totală a cablului :

$$\delta = \frac{\sigma\cdot l}{E} - \frac{1}{24}\frac{\gamma^2}{\sigma^2}\cdot l^3\cos^2\beta + \alpha t l. \tag{34.7}$$

Dacă în cablu are loc o pretensionare inițială $\sigma_0$, la o temperatură $t_0$ și la o încărcare $\gamma_0$ valoarea deformației totale va fi :

$$\delta = \frac{\sigma - \sigma_0}{E}l - \frac{1}{24}l^3\cos^2\beta\left(\frac{\gamma^2}{\sigma^2} - \frac{\gamma_0^2}{\sigma_0^2}\right) + \alpha l(t - t_0), \tag{34.8}$$

sau

$$\delta = \frac{\sigma\cdot l}{E} - \frac{1}{24}\frac{\gamma^2}{\sigma^2}l^3\cos^2\beta + \alpha t l + C, \tag{34.9}$$

în care :

$$C = -\left[\frac{\sigma_0 l}{E} - \frac{1}{24}l^3\cos^2\beta\frac{\gamma_0^2}{\sigma_0^2} + \alpha t_0 l\right].$$

Un pilon ancorat la un nivel și articulat în fundație este o construcție static determinată, care are la capătul superior o deplasare determinată de deformația cablului. În cazul unui pilon ancorat cu patru cabluri la care vîntul acționează în planul format de două din acestea, deplasarea capătului se produce ca în figura 34.5, *a*. Unul din cabluri se alungește, celălalt se scurtează ; suma deplasărilor este egală cu zero :

$$\Delta_1 = \frac{\delta_1}{\cos\beta}; \quad \Delta_2 = \frac{-\delta_2}{\cos\beta}; \quad \Delta_1 + \Delta_2 = 0. \tag{34.10}$$



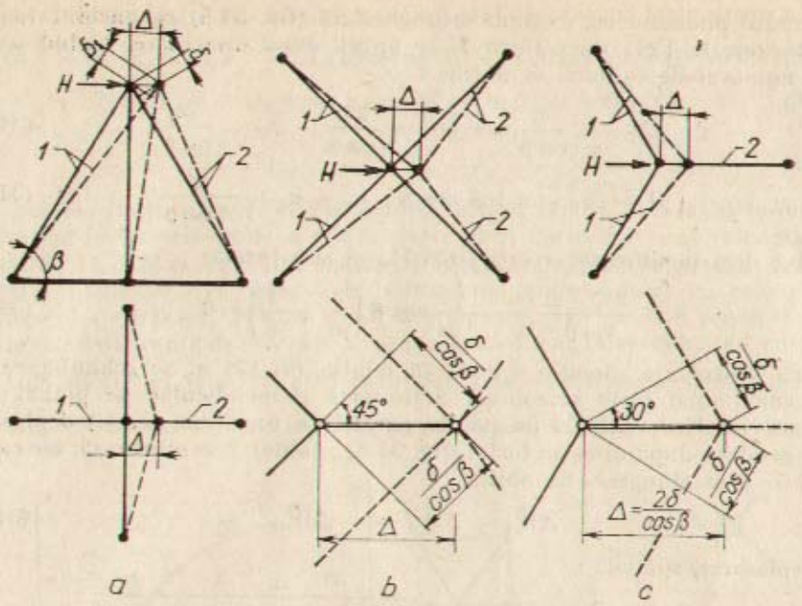



Fig. 34.5. Deplasările pilonului produse de alungirea cablurilor.

Ținînd seama că de regulă $\gamma_1 = \gamma_2 = \gamma$, că efortul de pretensionare inițială $\sigma_0$ al celor două cabluri este practic același și că în momentul cînd are loc solicitarea temperatura nu variază, relațiile (34.9) și (34.10) conduc la :

$$\Delta_{1,2} = \frac{\sigma_{1,2}}{E\cos\beta}l - \frac{1}{24}\frac{\gamma^2}{\sigma_{1,2}^2}\cdot l^3\cos\beta + C; \tag{34.11, a}$$

$$C = \frac{\sigma_0}{E\cos\beta}\cdot l - \frac{1}{24}\frac{\gamma_0^2}{\sigma_0^2}l^3\cos\beta; \tag{34.11, b}$$

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_2}{\cos\beta}\cdot\frac{l}{E} - \frac{\gamma^2}{24}l^3\cos\beta\left(\frac{1}{\sigma_1^2} - \frac{1}{\sigma_2^2}\right) = 0. \tag{34.11, c}$$

A doua relație între $\sigma_1$ și $\sigma_2$ se obține din proiecția eforturilor din cabluri pe direcția forței $H$ :

$$H = (\sigma_1 - \sigma_2)\cdot A\cdot\cos\beta; \quad \sigma_1 - \sigma_2 = \frac{H}{A\cdot\cos\beta} \tag{34.12}$$

Din relațiile (34.11, *c*) și (34.12) se pot deduce valorile $\sigma_1$ și $\sigma_2$.

În cazul pilonului cu secțiune pătrată ancorat cu patru cabluri, cu vîntul acționînd în planul bisector cablurilor (fig. 34.5, *b*) se obține :

$$\Delta_1 = 2\frac{\delta_1}{\cos\beta}\frac{\sqrt{2}}{2}; \quad \Delta_2 = -2\frac{\delta_2}{\cos\beta}\frac{\sqrt{2}}{2}. \tag{34.13}$$

Rezultă că relația (34.11, *c*) rămîne neschimbată, iar în (34.12) termenul al doilea se afectează cu $1/\sqrt{2}$ :

$$H = (\sigma_1 - \sigma_2)A\cos\beta\cdot\sqrt{2}; \quad \sigma_1 - \sigma_2 = \frac{H}{A\sqrt{2}\cos\beta} \tag{34.14}$$

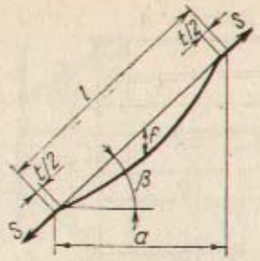



Fig. 34.4. Schemă de calcul pentru cablu.

Distanța între punctele de prindere fiind $l$, lungimea cablului a cărui coardă cu orizontala închide un unghi $\beta$ este dată de relația :

$$L = l\left(1 + \frac{8}{3}f^2\frac{\cos^3\beta}{l^2}\right), \tag{34.4}$$

iar diferența de lungime dintre arc și coardă, reprezentînd micșorarea distanței dintre punctele de reazem este :

$$\Delta l_1 = L - l = \frac{8}{3}f^2\frac{\cos^3\beta}{l} = \frac{1}{24}\frac{\gamma^2}{\sigma^2}l^3\cos^2\beta. \tag{34.5}$$

Alungirea cablului sub acțiunea efortului $\sigma$ și a variației de temperatură $t$ este :

$$\Delta l_2 = \frac{\sigma\cdot l}{E} + \alpha t l. \tag{34.6}$$

Rezultă deformația totală a cablului :

$$\delta = \frac{\sigma\cdot l}{E} - \frac{1}{24}\frac{\gamma^2}{\sigma^2}\cdot l^3\cos^2\beta + \alpha t l. \tag{34.7}$$

Dacă în cablu are loc o pretensionare inițială $\sigma_0$, la o temperatură $t_0$ și la o încărcare $\gamma_0$ valoarea deformației totale va fi :

$$\delta = \frac{\sigma - \sigma_0}{E}l - \frac{1}{24}l^3\cos^2\beta\left(\frac{\gamma^2}{\sigma^2} - \frac{\gamma_0^2}{\sigma_0^2}\right) + \alpha l(t - t_0), \tag{34.8}$$

sau

$$\delta = \frac{\sigma\cdot l}{E} - \frac{1}{24}\frac{\gamma^2}{\sigma^2}l^3\cos^2\beta + \alpha t l + C, \tag{34.9}$$

în care :

$$C = -\left[\frac{\sigma_0 l}{E} - \frac{1}{24}l^3\cos^2\beta\frac{\gamma_0^2}{\sigma_0^2} + \alpha t_0 l\right].$$

Un pilon ancorat la un nivel și articulat în fundație este o construcție static determinată, care are la capătul superior o deplasare determinată de deformația cablului. În cazul unui pilon ancorat cu patru cabluri la care vîntul acționează în planul format de două din acestea, deplasarea capătului se produce ca în figura 34.5, *a*. Unul din cabluri se alungește, celălalt se scurtează ; suma deplasărilor este egală cu zero :

$$\Delta_1 = \frac{\delta_1}{\cos\beta}; \quad \Delta_2 = \frac{-\delta_2}{\cos\beta}; \quad \Delta_1 + \Delta_2 = 0. \tag{34.10}$$



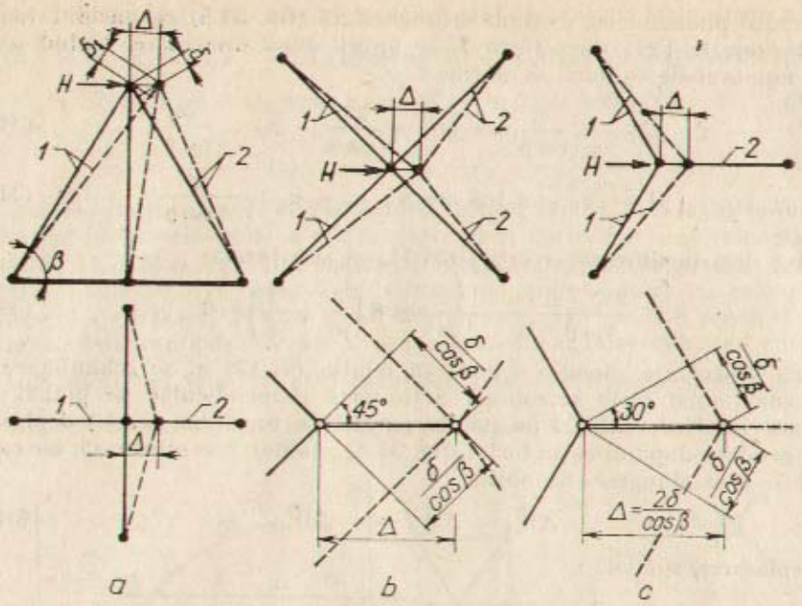



Fig. 34.5. Deplasările pilonului produse de alungirea cablurilor.

Ținînd seama că de regulă $\gamma_1 = \gamma_2 = \gamma$, că efortul de pretensionare inițială $\sigma_0$ al celor două cabluri este practic același și că în momentul cînd are loc solicitarea temperatura nu variază, relațiile (34.9) și (34.10) conduc la :

$$\Delta_{1,2} = \frac{\sigma_{1,2}}{E\cos\beta}l - \frac{1}{24}\frac{\gamma^2}{\sigma_{1,2}^2}\cdot l^3\cos\beta + C; \tag{34.11, a}$$

$$C = \frac{\sigma_0}{E\cos\beta}\cdot l - \frac{1}{24}\frac{\gamma_0^2}{\sigma_0^2}l^3\cos\beta; \tag{34.11, b}$$

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_2}{\cos\beta}\cdot\frac{l}{E} - \frac{\gamma^2}{24}l^3\cos\beta\left(\frac{1}{\sigma_1^2} - \frac{1}{\sigma_2^2}\right) = 0. \tag{34.11, c}$$

A doua relație între $\sigma_1$ și $\sigma_2$ se obține din proiecția eforturilor din cabluri pe direcția forței $H$ :

$$H = (\sigma_1 - \sigma_2)\cdot A\cdot\cos\beta; \quad \sigma_1 - \sigma_2 = \frac{H}{A\cdot\cos\beta} \tag{34.12}$$

Din relațiile (34.11, *c*) și (34.12) se pot deduce valorile $\sigma_1$ și $\sigma_2$.

În cazul pilonului cu secțiune pătrată ancorat cu patru cabluri, cu vîntul acționînd în planul bisector cablurilor (fig. 34.5, *b*) se obține :

$$\Delta_1 = 2\frac{\delta_1}{\cos\beta}\frac{\sqrt{2}}{2}; \quad \Delta_2 = -2\frac{\delta_2}{\cos\beta}\frac{\sqrt{2}}{2}. \tag{34.13}$$

Rezultă că relația (34.11, *c*) rămîne neschimbată, iar în (34.12) termenul al doilea se afectează cu $1/\sqrt{2}$ :

$$H = (\sigma_1 - \sigma_2)A\cos\beta\cdot\sqrt{2}; \quad \sigma_1 - \sigma_2 = \frac{H}{A\sqrt{2}\cos\beta} \tag{34.14}$$

În cazul pilonului cu secțiune triunghiulară (fig. 34.5, *c*), ancorat în planuri așezate la 120°, dacă forța $H$ se aplică după bisectoare, ținînd seama și de numărul de cabluri, se obține :

$$\Delta_1 = 2\frac{\delta_1}{\cos\beta}\cos 60^\circ = \frac{2\delta_1}{\cos\beta}; \quad \Delta_2 = \frac{\delta_2}{\cos\beta} \tag{34.15}$$

$$H = (\sigma_1 - \sigma_2)\cdot A\cos\beta; \quad \sigma_1 - \sigma_2 = \frac{H}{A\cos\beta}\cdot \tag{34.16}$$

Rezultă deci modificarea relației (34.11, *c*) sub forma :

$$\frac{2\sigma_1 - \sigma_2}{\cos\beta}\frac{l}{E} - \frac{\gamma^2 l^3}{24}\cos\beta\left(\frac{2}{\sigma_1^2} - \frac{1}{\sigma_2^2}\right) = 0. \tag{34.17}$$

Dacă vîntul are direcția opusă, în relația (34.17) $\sigma_1$ se schimbă cu $\sigma_2$.

În cazul cînd forța orizontală acționează perpendicular pe planul care cuprinde unul din cabluri (respectiv paralel cu unul din pereți) deplasarea nu se produce după direcția forței (fig. 34.6) ; cablul *2* se scurtează, iar cablurile *1* și *3* se alungesc. Se obține :

$$\Delta\overline{W}_1 + \Delta\overline{W}_3 = -\Delta\overline{W}_2, \tag{34.18}$$

iar deplasarea spațială :

$$\Delta\overline{W} = \sqrt{\Delta W_x^2 + \Delta W_y^2} = \sqrt{\Delta\overline{W}_3^2 + \frac{1}{3}(\Delta\overline{W}_1 - \Delta\overline{W}_2)^2}$$

$$= 2\sqrt{\frac{\Delta\overline{W}_1^2 + \Delta\overline{W}_2^2 + \Delta\overline{W}_1\cdot\Delta\overline{W}_2}{3}}, \tag{34.19}$$

și

$$\Delta W_1 = \frac{\delta_1}{\cos\alpha} = \Delta_1; \quad \Delta W_2 = -\frac{\delta_2}{\cos\alpha} = -\Delta_2; \quad \Delta W_3 = \frac{\delta_3}{\cos\alpha} = \Delta_3. \tag{34.20}$$

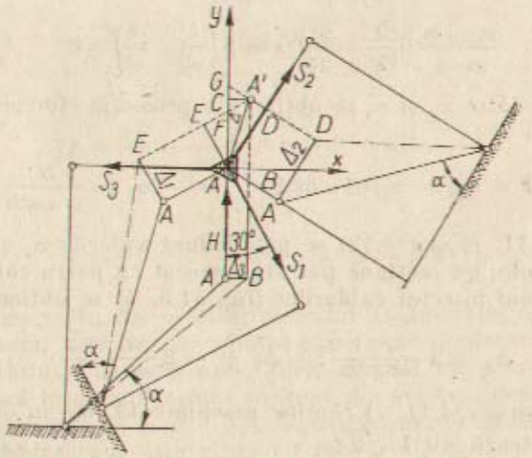



Fig. 34.6. Schemă pentru sistemul spațial. Pilon cu secțiune triunghiulară, vînt paralel cu un perete.



Din echilibrul forțelor se obține (pentru cazul ancorajului la un singur nivel) :

$$(\Sigma X = 0)\ \sigma_3 A\cos\alpha - \sigma_1 A\cos\alpha\cos 60^\circ - \sigma_2 A\cos\alpha\cos 60^\circ = 0 \tag{34.21}$$

$$(\Sigma Y = 0)\ H - \sigma_1 A\cos\alpha\cos 30^\circ + \sigma_2 A\cos\alpha\cos 30^\circ = 0 \tag{34.22}$$

$$\sigma_3 = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2}\ \text{(a)} \qquad \sigma_1 - \sigma_2 = \frac{2H}{\sqrt{3}A\cos\alpha}\ \text{(b)}. \tag{34.23}$$

Cu aceste relații se poate stabili pentru fiecare tip de ancoraj și în funcție de direcția forței orizontale o relație între $\Delta$ și $\Delta\sigma = \sigma_1 - \sigma_2$, respectiv $H$. În figurile 34.7, 34.8, 34.9 sînt arătate diagramele respective pentru cazurile prezentate anterior. Se observă că efortul de pretensionare $\sigma_0$ este plasat la intersecția curbelor. Pentru cazul din figurile 34.7 și 34.8 segmentul $ab$ reprezentînd diferența de eforturi $\Delta\sigma$ se plasează direct între ramurile curbelor rezultînd direct $\sigma_1$ și $\sigma_2$. Pentru cazul din figura 34.9 segmentul $\frac{ab}{2}$ permite determinarea valorilor $\sigma_2$ și $\sigma_3$, iar segmentul $ab$ valorile $\sigma_1$ și $\sigma_2$.

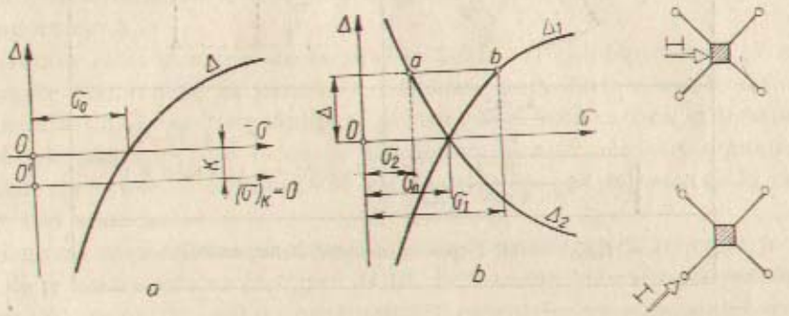



Fig. 34.7. Diagramă pentru calculul eforturilor unitare în cablurile de ancoraj :
*a* — curba $\Delta$ ; *b* — diagrama eforturilor unitare.

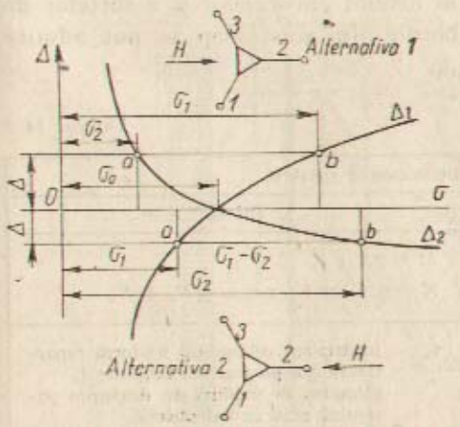



Fig. 34.8. Diagramă pentru determinarea eforturilor în cabluri. Pilon cu secțiune triunghiulară, vînt normal pe un perete și vînt pe colț.

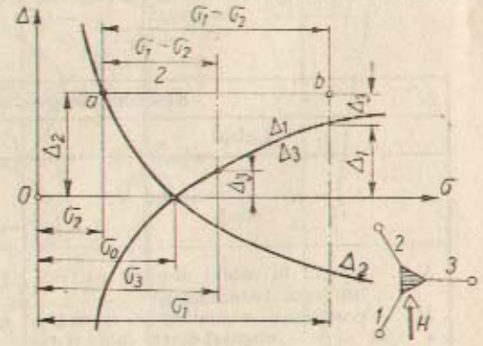



Fig. 34.9. Diagramă pentru determinarea eforturilor unitare în cabluri, pilon cu secțiune triunghiulară, vînt paralel cu un perete.

Calculul pilonilor ancorați la mai multe niveluri se reduce în principal la calculul unei grinzi pe reazeme elastice supusă la forțele orizontale provenite din presiunea vîntului care produc momente și forțe tăietoare și la eforturi de compresiune produse de încărcări permanente, respectiv de componentele în lungul pilonului ale forțelor de pretensionare din cablurile de ancoraj.

Într-o primă etapă de calcul este necesar să se determine dimensiunile montanților pilonului cu ajutorul cărora se stabilesc momentele de inerție conform tabelului 34.1, avîndu-se în vedere și asigurarea condițiilor de săgeată. Totodată alcătuirea pilonului trebuie să asigure înscrierea lui într-o dimensiune gabaritică care să permită transportul tronsoanelor pe calea ferată.

*Tabelul 34.1*

| | |
|---|---|
| | |
| $I = \frac{A_1 \cdot a_1^2}{2}$ | $I = A_1 \cdot a^2$ |
| $\lambda_{1r} = \sqrt{\lambda^2 + \frac{20\ A_1}{\sin \alpha \cos^2 \alpha\ A_d}}$ | $\lambda_{1r}$ conform tabelului 8.11 |
| $I_{calcul} = 0{,}8\ I$ (pentru calculul deformațiilor) | |

În acest sens se poate considera pilonul ca o grindă pe reazeme rigide, determinîndu-se momentele, forțele tăietoare și forțele axiale. De regulă această ipoteză dă pentru pilon rezultate suficient de apropiate de cele calculate exact. Pe baza reacțiunilor de la nivelul ancorajelor și a forțelor de pretensionare se predimensionează cablurile. În acest scop se pot admite valorile orientative date în tabelul 34.2.

*Tabelul 34.2*

| Eforturi de predimensionare pentru | |
|---|---|
| Cablu | Pilon |
| $N_T = K \frac{H}{\cos \beta} \leqslant 0{,}5\ N_r$ | $M = 0{,}1\ q\ l_a^2$<br>$N = 0{,}5\ \Sigma n\ N_T \cos \alpha + N_G + N_a$ |
| $N_T$ — efortul în cablul dinspre partea din care bate vîntul<br>$H$ — reacțiunea orizontală la nivelul $N$<br>$\alpha = 90° - \beta$ — unghiul dintre cablu și axa pilonului<br>$K$ — coeficient care pentru 3—4 cabluri se ia $K = 1{,}2$<br>$N_r$ — efortul la rupere a cablului | $q\ ;\ l_a$ — încărcarea orizontală uniformă repartizată pe panoul de lungime $l_a$<br>$n$ — numărul de cabluri de deasupra panoului care se calculează<br>$N_G\ ;\ N_a$ greutatea pilonului și a utilajului de deasupra panoului care se calculează |



În continuare pentru cazurile ilustrate prin figurile 34.7 și 34.8 procedeul de calcul este următorul:

Pentru punctul de ancorare superior, se stabilește secțiunea necesară a cablurilor cu relațiile (34.12); (34.14) și (34.16), impunînd o anumită valoare pentru $\Delta\sigma = \sigma_1 - \sigma_2$. Se trasează diagramele $\Delta_1$ și $\Delta_2$ (relația 34.11, *a*), considerînd inițial $C = 0$ (fig. 34.7, *b*). În punctul de intersecție al celor două curbe se obține valoarea $\sigma_0$; ($\sigma_2 < \sigma_0 < \sigma_1$). Diferența $\Delta\sigma = \sigma_1 - \sigma_2$ este dată de segmentul *ab*, iar ordonata arată deplasarea $\Delta$. Se verifică condiția ca $\sigma_1 < R$, iar $\Delta$ să rămînă în limitele admisibile menționate anterior.

Pentru celelalte niveluri deplasarea $\Delta$ se deduce prin proporționalitate, astfel ca reazemele să rămînă coliniare pentru solicitarea maximă. Pe baza relațiilor (34.12); (34.14) și (34.16) și a reacțiunii la nivelul respectiv, se determină secțiunea cablurilor admițînd o valoare $\Delta\sigma$ la acest nivel. Se trasează curbele $\Delta_1$ și $\Delta_2$ astfel ca la o deplasare $\Delta = \Delta_1 = \Delta_2$ să se obțină $\Delta\sigma = \sigma_1 - \sigma_2$ dat. Rezultă pretensionarea $\sigma_0$ care trebuie introdusă în aceste cabluri. Determinarea se face prin încercări grafice prin deplasarea curbei $\Delta_2$ în raport cu $\Delta_1$.

Distanța între punctele de ancoraj se poate astfel adopta încît să rezulte momente mai reduse în panourile inferioare unde forțele axiale sînt mari.

Un calcul mai exact exemplificat pentru piloni încărcați ca în figurile 34.7 și 34.8 se poate efectua luînd în considerare și alte solicitări suplimentare, precum și efectele de ordinul al II-lea. În acest sens se pornește de la ecuația celor trei momente.

Diagrama momentelor pe sistemul de bază considerat ca articulat în punctele de rezemare este ca în figura 34.10. În reazeme (de exemplu reazemul *n*) apare un moment $V_n \cdot b/2$ datorită aplicării excentrice a componentei verticale a efortului din cabluri (prinderea nu se face în ax ci de montanți, iar eforturile totale din cele două cabluri nu sînt egale).

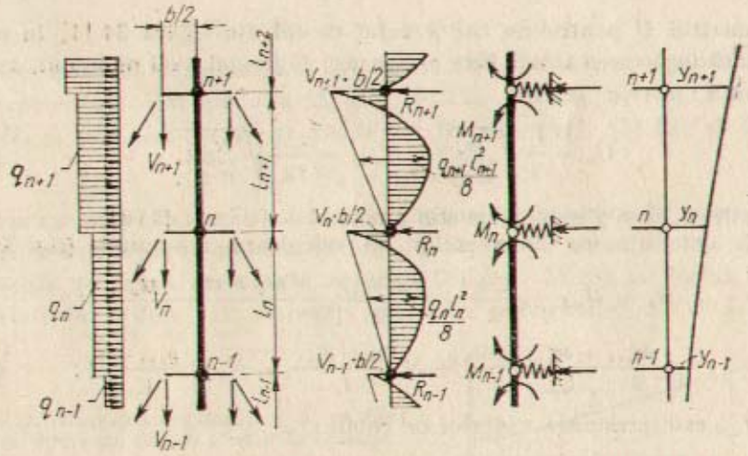


Fig. 34.10. Schemă de calcul, deplasări și momente pentru sistemul de bază.

În ecuația celor trei momente se ține seama și de efecte de ordinul II, respectiv de influența forței axiale asupra deformațiilor și unghiurilor de rotire de pe reazeme. Relația se poate scrie :

$$\frac{M_{n-1}}{I_n} l_n \Phi(U_n) + \frac{M_{n+1} + M^e_{n+1}}{I_{n+1}} \cdot l_{n+1} \cdot \Phi(U_{n+1}) +$$

$$+ 2\left[\frac{M_n + M^e_n}{I_n} \cdot l_n \cdot \psi(U_n) + \frac{M_{n+1}}{I_{n+1}} \cdot l_{n+1} \cdot \psi(U_{n+1})\right] +$$

$$+ 6E\left[\frac{y_{n-1}}{l_n} - y_n\left(\frac{1}{l_n} + \frac{1}{l_{n+1}}\right) + \frac{y_{n+1}}{l_{n+1}}\right] =$$

$$= -\frac{q_n \cdot l_n^2}{4I_n} \chi(U_n) - \frac{q_{n+1} \cdot l_{n+1}^2}{4I_{n+1}} \chi(U_{n+1}), \qquad (34.24)$$

în care :

$M$ este momentul în secțiune (pe reazeme) din încărcări ;

$M^e$ — momentul din rezultanta componentelor verticale a eforturilor din cabluri :

$$M^e_n = (V^1_n - V^2_n)\frac{b}{2} = V_n \frac{b}{2} ; \qquad (34.25)$$

$b$ — distanța dintre axele montanților ;

$\Phi$, $\psi$ și $\chi$ — funcții care țin seama de influența forței axiale asupra rotirii secțiunii și se pot exprima :

$$\Phi(U_n) = \frac{3}{U_n}\left(\frac{1}{\sin 2U_n} - \frac{1}{2U_n}\right);$$

$$\psi(U_n) = \frac{3}{2U_n}\left(\frac{1}{2U_n} - \frac{1}{\operatorname{tg} 2U_n}\right); \qquad (34.26)$$

$$\chi(U_n) = \frac{3(\operatorname{tg} U_n - U_n)}{U_n^2} . \qquad (34.27)$$

Parametrul $U$ pentru un caz general ca cel din figura 34.11, în care $N$ reprezintă încărcarea totală care acționează în lungul axei pilonului, se poate determina :

$$U_n = \frac{l_n}{2}\sqrt{\frac{N_n}{E \cdot I_n}} ; \quad U_{n+1} = \frac{l_{n+1}}{2}\sqrt{\frac{N_{n+1}}{E \cdot I_{n+1}}} . \qquad (34.28)$$

Valorile $\Phi$, $\psi$ și $\chi$ se pot lua din anexa $A$ a lucrării [118].

După determinarea momentelor se calculează reacțiunile (fig. 34.11) :

$$R_n = H_{c,n} + \frac{q_n \cdot l_n}{2} + \frac{q_{n+1} \cdot l_{n+1}}{2} - \frac{M_n + M^e_n - M_{n-1}}{l_n} +$$

$$+ \frac{M_{n+1} + M^e_{n+1} - M_n}{l_{n+1}} + N_n \frac{y_n - y_{n-1}}{l_n} - N_{n+1} \frac{y_{n+1} - y_n}{l_{n+1}} ; \qquad (34.29)$$

unde $H_{c,n}$ este presiunea vîntului pe cablu :

$$H_{c,n} = \frac{m}{4}(1 + \cos^2 \alpha) \cdot q_v \cdot l_i \qquad (34.30)$$

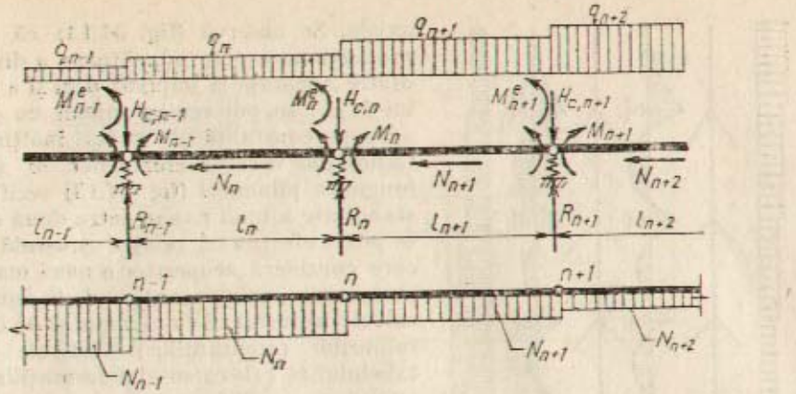



Fig. 34.11. Schemă de încărcare pentru piloni.

în care : $m$ reprezintă numărul de cabluri în plan ; $q_v$ — presiunea vîntului pe unitatea de lungime a cablului, $l$ — lungimea coardei ; $\alpha = 90° - \beta$ — unghiul de înclinare a cablului față de axa verticală a pilonului.

Din reacțiunea la nivelul cablului se determină efortul în cablu $S = R_n/\sin \alpha$. Ținînd seama de efortul inițial $S_0$, efortul total în cablu va fi : $S_t = S + S_0$.

Pe baza reacțiunilor obținute la nivelul respectiv este posibil ca valorile $y_i$ (respectiv $\Delta$) la acest nivel să rezulte întrucîtva diferite de cele calculate inițial. În acest caz se refac calculele cu noile valori. Sistemul este însă rapid convergent astfel că la al doilea calcul se obțin valorile definitive.

Un calcul exact direct se efectuează dacă în relațiile (34.24) și (34.25) se introduce de la început efectul tasării reazemelor. În acest caz, în locul valorilor fixe ale săgeților $y$ se introduc valorile deplasărilor elastice funcție de reacțiunea orizontală la nivelul respectiv. Coeficientul de tasare al reazemului se poate determina plecînd de la relația :

$$\Delta W = f(\sigma_1 - \sigma_2) = a(\sigma_1 - \sigma_2) + b \qquad (34.31)$$

care este liniară în domeniul $\sigma_1 - \sigma_2 = 100 \ldots 300$ N/mm$^2$ ; $a$ — panta dreptei ; $b$ — segmentul tăiat pe axa $\Delta$ (fig. 34.12). Pentru nivelul $r$ corelația între $H_r$ și $\Delta W_r$ (respectiv $y$) va fi tot liniară, conf. (34.12) și (34.16) :

$$\Delta W_r = a_r H_r + b_r . \qquad (34.32)$$

Se ajunge astfel la ecuația celor cinci momente deoarece în termenii care cuprind tasarea apar și momentele $M_{n-2}$ și $M_{n+2}$.

Relațiile de calcul prezentate anterior (34.24...34.28) au inclus de fapt și efectele de ordinul II, respectiv creșterea momentelor datorită forțelor

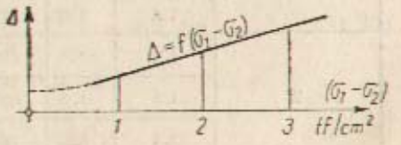



Fig. 34.12. Diagrama deplasărilor $\Delta$, ca funcție de diferența dintre eforturile unitare.

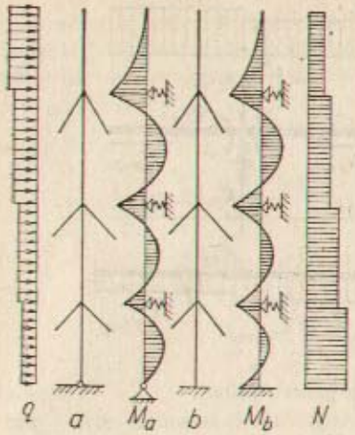



Fig. 34.13. Diagrame finale (*M* și *N*) pentru verificarea pilonilor ancorați :
*a* — pilon articulat în fundație ; *b* — pilon încastrat.

axiale. Se observă (fig. 34.13) că printr-o proporționare corespunzătoare a distanțelor dintre ancoraje și implicit deci și a raportului $M/N$, se pot realiza piloni cu secțiune aproape constantă pe toată înălțimea lor. Cunoscînd variația eforturilor $M$ și $N$ pe lungimea pilonului (fig. 34.13) verificarea la stabilitate a unui panou între două ancoraje se poate efectua cu relația generală (10.73) care consideră acoperitor o nouă majorare a momentului prin paranteza de la numitor. În calcule se lucrează cu momentul de inerție al ramurilor (montanților) verticale conform tabelului 34.1 (la calculul deformațiilor acesta se reduce cu 20%).

Se consideră ca lungime de flambaj distanța dintre două ancoraje. La determinarea coeficienților $\varphi$ se ține seama de influența zăbrelelor (prin $\lambda_{ef}$, tabelele 8.11 și 34.1).

Separat se verifică montanții (ramurile) și zăbrelele, ca elemente ale unui sistem cu zăbrele ; verificările la flambaj se fac după regulile stabilite pentru grinzile cu zăbrele (v. cap. 12).

La pilonii realizați din țevi, prinderea la montaj a tronsoanelor se realizează prin flanșe sudate, prevăzute cu șuruburi. Eforturile de compresiune $N_c$ se preiau prin contact direct, iar eforturile de întindere prin șuruburi.

*Calculul îmbinărilor cu flanșe* se efectuează conform schemei din figura 34.14. În metoda stărilor limită solicitarea de întindere $N_t$ — de calcul — din bară determină grosimea flanșei $t_1$ care rezultă :

$$t_1 = \sqrt{\frac{N_t}{k_1 \cdot k_2}}, \qquad (34.33)$$

în care $k_1 = \frac{\sigma_f}{240}$, iar coeficientul $k_2$ se ia din tabelul 34.3 [22] în funcție de

*Tabelul 34.3*

| $b/r$ | $c/b$ | Coeficienții $k_2$ pentru $t_1/t$ egal cu : | | | | | | | | N/mm² |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | 3 | | | 5 | | | 7 | | |
| | | $r/t = 5$ | 10 | 15 | 5 | 10 | 15 | 5 | 10 | 15 |
| 1,2 | 1,2 | 930 | 1 136 | 1 238 | 540 | 589 | 625 | 465 | 481 | 496 |
| | 1,3 | 985 | 1 170 | 1 278 | 615 | 662 | 692 | 538 | 555 | 576 |
| | 1,4 | 1 084 | 1 294 | 1 434 | 675 | 734 | 766 | 610 | 619 | 638 |
| 1,6 | 1,2 | 416 | 479 | 524 | 283 | 299 | 313 | 257 | 263 | 269 |
| | 1,3 | 439 | 508 | 547 | 304 | 321 | 333 | 278 | 284 | 289 |
| | 1,4 | 453 | 526 | 571 | 322 | 338 | 351 | 295 | 301 | 307 |
| 2 | 1,2 | 391 | 497 | 587 | 230 | 246 | 260 | 205 | 211 | 216 |
| | 1,3 | 458 | 627 | 786 | 247 | 268 | 284 | 218 | 224 | 230 |
| | 1,4 | 535 | 780 | 1 093 | 262 | 286 | 306 | 229 | 237 | 243 |



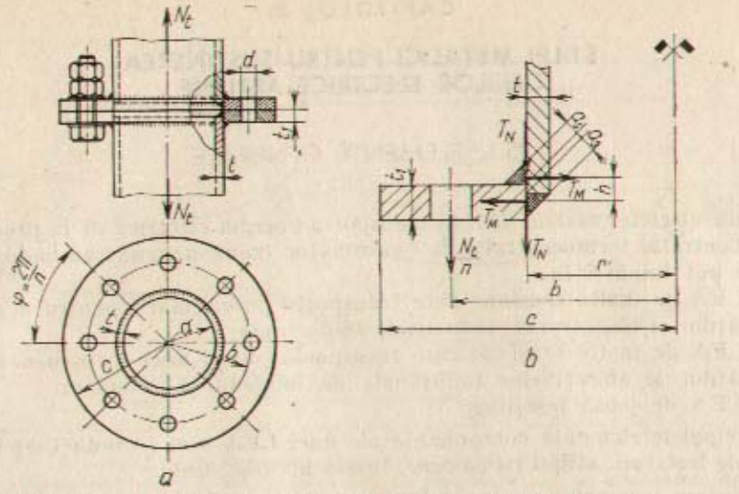



Fig. 34.14. Alcătuirea *(a)* și elemente pentru calculul flanșelor *(b)*.

parametrii rezultați din figura 34.14, *a* ; se admit interpolări liniare ale valorilor din tabel.

Șuruburile se calculează la întindere în tijă conform prevederilor din capitolul 6 ; solicitarea într-un șurub este $N_s = N_t/n$, unde $n$ reprezintă numărul de șuruburi din îmbinare. Se pot folosi șuruburi obișnuite (4.6...6.6) dacă diametrul acestora nu depășește 48 mm. În caz contrar se va trece la șuruburi din oțel aliat îmbunătățite (8.8 sau 10.9), de tipul șuruburilor de înaltă rezistență.

Cordoanele de sudură sînt solicitate diferit, în funcție de natura eforturilor. La compresiune efortul $N_c$ se transmite fără excentricități, cordoanele fiind supuse practic numai la forfecare :

$$\tau = \frac{N_c}{a_s \cdot l_s} \leqslant R_f^s ; \quad (l_s = 4\pi r). \qquad (34.34)$$

La îmbinările supuse la întindere $N_t$, datorită transmiterii excentrice prin șuruburi, cordoanele de sudură sînt solicitate și la un moment încovoietor $M_t$ care se poate determina în funcție de capacitatea portantă a peretelui montantului în zona prinderii. Pe unitatea de lungime a peretelui

$$\frac{N_t}{1 \cdot t} + \frac{M_t}{W} = \sigma_N + \sigma_M = R ; \qquad \sigma_M = R - \frac{N_t}{A} ; \quad A = 1 \cdot t$$

$$M_t = \sigma_M W = \frac{t^2}{6} \sigma_M .$$

Pe baza acestor valori se calculează eforturile pe unitatea de lungime (1 cm) a cusăturilor sudate (fig. 34.14, *b*) :

$$T_M = \frac{M_t}{h} ; \quad T_N = \frac{N_t}{l_s} ; \quad h \simeq t_1 - \frac{\sqrt{2} a_s}{3} - 0{,}2 \text{ cm} ; \qquad (34.35)$$

cu ajutorul cărora se verifică cordoanele cu relația :

$$\frac{\sqrt{T_M^2 + T_N^2}}{a_s} \leqslant R_f^s = 0{,}7R.$$

CAPITOLUL 35

# STÎLPI METALICI PENTRU SUSȚINEREA LINIILOR ELECTRICE AERIENE

## 35.1. ELEMENTE GENERALE

Liniile electrice aeriene (LEA) transportă energia electrică de la producător (hidrocentrală, termocentrală) la consumator (zona urbană sau industrială). Ele se pot împărți în :

— LEA de înaltă tensiune care transportă puteri mari (pentru deservirea localităților și obiectivelor industriale importante) ;

— LEA de înaltă tensiune care transportă puteri mici (pentru deservirea localităților și obiectivelor industriale de importanță redusă) ;

— LEA de joasă tensiune.

Principalele elemente componente ale unei LEA sînt : conductoarele, lanțurile de izolatori, stîlpii cu console, fundațiile (fig. 35.1).

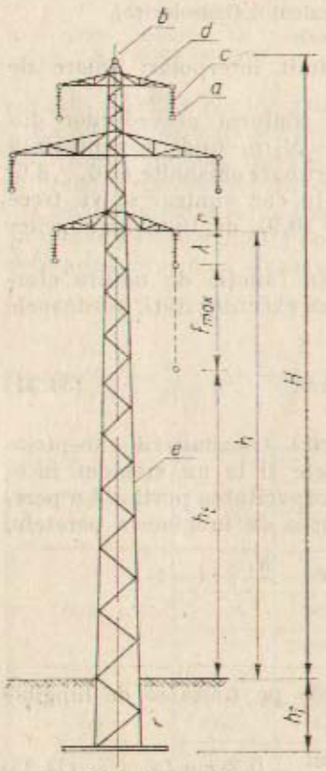



Fig. 35.1. Stîlp LEA :
*a* — conductor activ ; *b* — conductor de protecție ; *c* — lanț de izolatoare ; *d* — consolă ; *e* — stîlp ; *H* — înălțimea porțiunii suprateране ; $h_f$ — înălțimea porțiunii îngropate.

În cele ce urmează, se vor folosi, conform normativelor ISPE, următoarele notații și noțiuni (fig. 35.2) :

— deschiderea reală a conductorului $l$ este distanța măsurată pe orizontală între punctele de prindere a conductorului la doi stîlpi consecutivi ;

— denivelarea unei deschideri $\Delta h$ este distanța măsurată pe verticală între punctele de prindere a conductorului la doi stîlpi consecutivi ;

deschiderea convențională a conductorului $l_c$ este distanța măsurată între punctul superior de prindere a conductorului și punctul de intersecție a curbei reale a conductorului cu orizontala dusă prin punctul superior de prindere ;

— deschiderea conductorului, corespunzătoare încărcării din vînt $l_v$, reprezintă semisuma deschiderilor reale $l$ aferente unui stîlp.

## 35.2. ALCĂTUIREA ȘI CALCULUL CONDUCTOARELOR

Materialele utilizate pentru conductoare sînt : cuprul, aliajele de cupru, aluminiul, aliajele de aluminiu (AlCuSi, AlCuMg) și oțe-



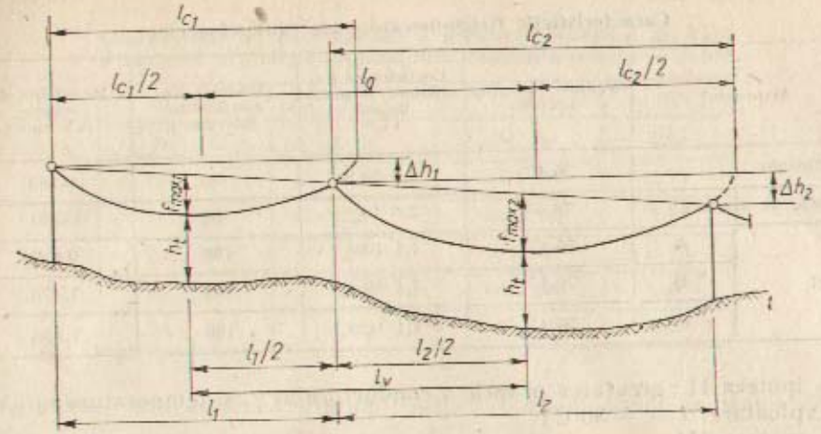



Fig. 35.2. Elemente geometrice ale unei LEA :
$l_1$, $l_2$ — deschideri reale ; $l_{c1}$ $l_{c2}$ — deschideri convenționale ; $l_v$ — deschidere corespunzătoare încărcării din vînt ; $l_g$ — deschidere corespunzătoare încărcării verticale ; $\Delta h_1$, $\Delta h_2$ — denivelările deschiderilor ; $f_{max1}$, $f_{max2}$ — săgețile maxime ale deschiderilor ; $h_f$ — gabaritul minim la teren.

lul. La alegerea materialului trebuie luate în considerare conductivitatea electrică $\lambda_e$, rezistența mecanică $\sigma_r$ și greutatea specifică $\gamma$ (tabelul 35.1).

*Tabelul 35.1*

**Principalele caracteristici mecanice ale materialelor folosite pentru conductoare**

| Materialul | Conductivitate electrică $\lambda_e$ | Rezistență mecanică $\sigma_r$ | Greutate specifică $\gamma$ |
|---|---|---|---|
| Cu | mare | medie | mare |
| Al | mare | redusă | redusă |
| Aldrey | mare | mare | redusă |
| OL | redusă | mare | mare |
| OL—Al | mare | mare | medie |

Rezistențele maxime admisibile considerate la calculul mecanic al conductoarelor sînt determinate în funcție de rezistențele de rupere din tabelul 35.2.

În calcule se lucrează cu încărcări specifice $\gamma$ rezultate prin raportarea încărcării pe unitatea de lungime $q$ la aria secțiunii conductorului $A$.

Săgeata cu care se montează conductorul se stabilește astfel încît rezistența admisibilă să nu fie depășită în următoarele trei principale ipoteze de încărcare :

— ipoteza I : greutatea proprie a conductorului $\gamma_c = \frac{g}{A}$, greutatea chiciurei $\gamma_z = \frac{g_z}{A}$, presiunea vîntului $\gamma_v = \frac{p_z}{A}$, temperatura de formare a chiciurei $t = -5°C$ ; încărcarea specifică rezultantă este :

$$\gamma_q = \sqrt{(\gamma_c + \gamma_z)^2 + \gamma_v^2} ; \qquad (35.1)$$

*Tabelul 35.2*

**Caracteristicile fizico-mecanice ale conductoarelor**

| Materialul | | Greutate specifică (kN/m³) | Coeficientul de dilatare termică liniară ($°C^{-1}$) | Modulul de elasticitate (kN/mm²) | Rezistența de rupere (kN/mm²) |
|---|---|---|---|---|---|
| Aluminiu | | 26,47 | $2,3 \cdot 10^{-5}$ | 55 | 0,188 |
| Aliaje de aluminiu | | 26,47 | $2,3 \cdot 10^{-5}$ | 56 | 0,294 |
| Oțel | A | 76,47 | $1,1 \cdot 10^{-5}$ | 188 | 0,892 |
| | B | 76,47 | $1,1 \cdot 10^{-5}$ | 196 | 1,176 |
| | C | 76,47 | $1,1 \cdot 10^{-5}$ | 196 | 1,373 |

— ipoteza II : greutatea proprie a conductorului $\gamma_c$ și temperatura minimă de exploatare, $t = -30°C$ ;

— ipoteza III : greutatea proprie a conductorului și temperatura maximă de exploatare, $t = +40°C$.

Pentru calculul LEA, teritoriul R. S. România este împărțit în două zone care depind de intensitatea și frecvența de manifestare a următorilor factori climato-meteorologici : vîntul, depunerile de chiciură și temperatura aerului (tabelul 35.3).

*Tabelul 35.3*

**Viteza vîntului și grosimea stratului de chiciură**

| Zona meteorologică | Tensiunea LEA (kV) | Viteza vîntului (m/s) | | Grosimea stratului de chiciură (mm) |
|---|---|---|---|---|
| | | în absența chiciurei | în prezența chiciurei | |
| I | ≤ 110 | 33 | 19 | 22 |
| | 220, 400 | 36 | 22 | 24 |
| II | ≤ 110 | 26 | 14 | 16 |
| | 220, 400 | 32 | 17 | 20 |

La stabilirea încărcării cu chiciură se consideră o greutate specifică de 7,5 N/dm³ și o grosime a stratului de 1,6...2,4 cm în funcție de zona meteorologică pe care o străbate LEA și de tensiunea LEA.

Valorile temperaturii aerului sînt date în tabelul 35.4. Presiunile dinamice ale vîntului $g_v$ pentru înălțimi peste 10 m se multiplică cu coeficienții $K_1$ dați în tabelul 35.5.

*Tabelul 35.4*

**Valorile temperaturii aerului**

| | |
|---|---|
| Temperatura maximă | 40°C |
| Temperatura minimă | −30°C |
| Temperatura medie | +15°C |
| Temperatura de formare a chiciurei | −5°C |



*Tabelul 35.5*

**Coeficientul $K_1$ de majorare a presiunii dinamice de bază a vîntului în funcție de înălțimea deasupra solului — $H$ (m)**

| $H$ (m) | $K_1$ | $H$ (m) | $K_1$ |
|---|---|---|---|
| 0...10 | 1,00 | 40...50 | 1,65 |
| 10...15 | 1,15 | 50...60 | 1,75 |
| 15...20 | 1,22 | 60...70 | 1,85 |
| 20...25 | 1,30 | 70...80 | 1,95 |
| 25...30 | 1,40 | 80...90 | 2,00 |
| 30...40 | 1,55 | 90...100 | 2,10 |

Încărcarea din acțiunea vîntului asupra conductoarelor se stabilește cu relația :

$$p_v = K_2 \cdot K_3 \cdot d \cdot g_v \cdot \sin\theta \cdot 10^{-3}, \ [\text{daN/m}] \qquad (35.2)$$

în care :

$K_2$ este un coeficient care ține seama de neuniformitatea vitezei vîntului pe deschiderea conductorului (tabelul 35.6) ;

$K_3$ — coeficient aerodinamic (tabelul 35.7) ;

*Tabelul 35.6*

**Coeficientul $K_2$ de neuniformitate a vitezei vîntului**

| Tensiunea LEA kV | $K_2$ | |
|---|---|---|
| | în absența chiciurei | în prezența chiciurei |
| ≤ 110 | 0,75 | 0,85 |
| 220, 400 | 0,60 | 0,75 |

*Tabelul 35.7*

**Coeficientul aerodinamic $K_3$ pentru conductoare**

| Situația | Diametrul conductorului | $K_3$ |
|---|---|---|
| În absența chiciurei | > 20 | 1,1 |
| | ≤ 20 | 1,2 |
| În prezența chiciurei | — | 1,2 |

$g_v$ — presiunea dinamică a vîntului calculată cu relația: $g_v = \frac{v^2}{1,63} \left(\frac{\text{N}}{\text{m}^2}\right)$ ;

$\theta$ — unghiul între direcția după care acționează vîntul și direcția conductorului liniei ;

$d_c$ — diametrul conductorului ;

$l$ — grosimea stratului de chiciură ;

$d$ — în ipotezele de încărcare fără chiciură are valoarea $d_c$, iar în ipotezele cu chiciură, are valoarea $d_c + 2t$;

$v$ — viteza vîntului, în m/s.

Conductorul se consideră un fir flexibil solicitat numai la eforturi de întindere, avînd punctele de prindere de la extremități, fixe.

Folosind relațiile stabilite la capitolul 34, se găsește expresia săgeții conductorului și ecuația de stare a acestuia :

$$f = \frac{\gamma \cdot l^2}{8\sigma}; \tag{35.3}$$

$$\frac{\sigma - \sigma_0}{E} - \left[\left(\frac{\gamma}{\sigma}\right)^2 - \left(\frac{\gamma_0}{\sigma_0}\right)^2\right] \cdot \frac{l^2 \cdot \cos^2 \beta}{24} + \alpha(t - t_0) = 0. \tag{35.4}$$

Utilizînd ecuația de stare a conductorului și plecînd de la o stare de referință $\gamma_0$, $t_0$, $\sigma_0$ se poate determina pentru o altă stare $\gamma$, $t$ efortul unitar $\sigma$ și apoi săgeata maximă a conductorului în ipoteza respectivă.

Notînd cu $\gamma_c$, $\gamma_z$ și $\gamma_v$ încărcările specifice provenite din greutatea proprie a conductorului, greutatea chiciurei și respectiv presiunea vîntului, primele două ipoteze de încărcare sînt :

ipoteza I :

$$\gamma_0 = \gamma_g = \sqrt{(\gamma_c + \gamma_z)^2 + \gamma_v^2}; \quad t_0 = -5°C; \quad \sigma_0 = \sigma_{max};$$

ipoteza II :

$$\gamma = \gamma_c, \quad t = -30°C, \quad \sigma = \sigma_{max}.$$

Introducînd elementele corespunzătoare acestor două stări ale conductorului, în relația (35.4), se poate obține așa-numita deschidere critică a conductorului :

$$l_{cr} = \sqrt{\frac{24\left[\frac{\sigma - \sigma_0}{E} + \alpha(t - t_0)\right]}{\left(\frac{\gamma}{\sigma}\right)^2 - \left(\frac{\gamma_0}{\sigma_0}\right)^2}} = \sigma_{max} \sqrt{\frac{24 \cdot \alpha \cdot (t_0 - t)}{\gamma_g^2 - \gamma_c^2}} = \sigma_{max} \sqrt{\frac{600 \cdot \alpha}{\gamma_g^2 - \gamma_c^2}}. \tag{35.5}$$

Conductorul rezultă dimensionat din ipoteza I de încărcare ($\gamma_g$, $t = -5°C$) dacă $l > l_{cr}$ (situația cea mai des întîlnită în proiectare) și din ipoteza a II-a ($\gamma_c$, $t = -30°C$) dacă $l < l_{cr}$.

## 35.3. ALCĂTUIREA ȘI CALCULUL STÎLPILOR

În figura 35.3 este prezentată schema de așezare a conductoarelor active și de protecție, în cazul unui singur circuit (3 conductoare) și a două circuite (6 conductoare).

La stabilirea dimensiunilor geometrice ale unui stîlp se au în vedere următoarele distanțe minime care depind de tensiunea LEA : între două conductoare consecutive (de unde rezultă distanța între console), între conductoare și fețele stîlpului (care impune deschiderea consolei) și între conductoare și teren (de care depinde înălțimea stîlpului).



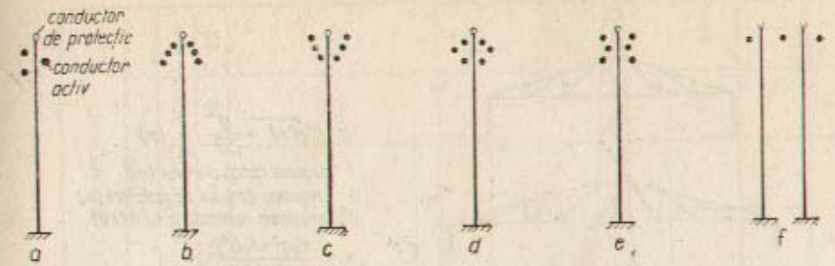



Fig. 35.3. Schema de așezare a conductoarelor active și de protecție :
*a*, *f* — simplu circuit ; *b* ... *e* — dublu circuit.

Distanța minimă admisă între două conductoare (pe verticală) și distanța minimă admisă între conductoare și stîlp rezultă din figurile 35.4 și 35.5.

Distanța minimă admisibilă între conductoare și teren $h_{t,cr}$, respectiv între conductoare și diversele obstacole artificiale sau naturale, sînt date în tabelul 35.8.

Înălțimea stîlpului $h$ măsurată de la nivelul consolei și pînă la teren (fig. 35.1) se determină cu relația :

$$h = h_t + f_{max} + \lambda + r, \tag{35.6}$$

în care $h_t$ rezultă din tabelul 35.8.

Distanța optimă între stîlpi se determină în funcție de tensiunea LEA ; o distanță prea mică reduce înălțimea și deci greutatea stîlpilor, însă mărește numărul acestora, în timp ce o distanță prea mare reduce numărul stîlpilor, dar mărește înălțimea și deci greutatea acestora. Practic, pentru liniile cu tensiune sub 35 kV, distanța între stîlpi se ia 50...150 m ; pentru tensiunea de 110 kV, se ia 150...400 m.

Traseul unei LEA se recomandă să fie cît mai scurt posibil ; obstacolele naturale, așezările omenești și considerente de întreținere a LEA impun însă abateri de la traseul rectiliniu. În lungul unei LEA se întîlnesc următoarele tipuri de stîlpi :

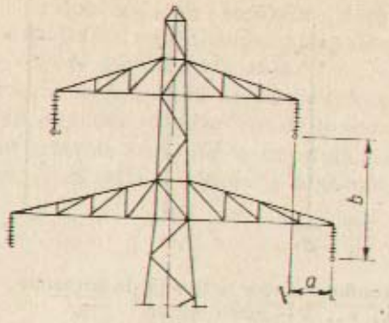
— stîlpi de susținere sau normali $S_s$ care servesc la susținerea în aliniament curent a conductoarelor ;

— stîlpi de întindere $S_i$ care servesc la fixarea și întinderea conductoarelor și deci la localizarea eventualelor avarii ale LEA produse de ruperea unuia sau mai multor conductoare (stîlpii de întindere se prevăd la un interval de 3...5 km) ;

stîlpi de colț $S_c$, amplasați în punctele de schimbare a aliniamentului și care pot avea și rolul de stîlpi de întindere ;

— stîlpi terminali $S_t$ amplasați la capetele LEA (lîngă stațiile de transformare) și care servesc pentru fixarea conductoarelor ;

— stîlpi speciali $S_r$ pentru traversarea unor obstacole naturale cu dimensiuni importante (cursuri de apă, depresiuni) și care îndeplinesc rolul unor stîlpi de susținere. Stîlpii de traversare se flanchează cu stîlpi de întindere.




$$b = K\sqrt{f+\lambda} + \frac{U}{150} \quad (m)$$

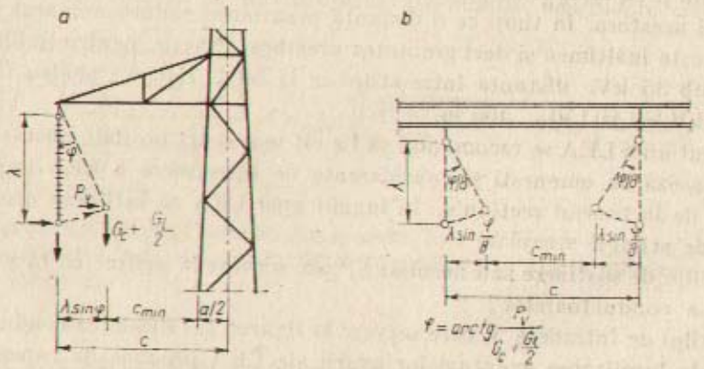
$f$ – săgeata conductorului (m)
$\lambda$ – lungimea lanțului de izolatori (m)
$U$ – tensiunea nominală a LEA (kV)

$$K = \frac{K_6 a^2 + K_7 b^2}{a^2 + b^2}$$

**Coeficienții $K_6$ și $K_7$**

| Materialul conductorului | | | K 6 | | K 7 | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Oțel | Al și aliaje de Al | Oțel-aluminiu | Tensiunea – kV | | | |
| Secțiunea – mm² | | | < 110 | ⩾ 110 | < 110 | ⩾ 110 |
| 10...16 | 16...150 | 16... 70 | 0.85 | 0,95 | 0,65 | 0,70 |
| 25...35 | >150 | 95...150 | 0,75 | 0,85 | 0.62 | 0,65 |
| 70...95 | – | 185...300 | 0,70 | 0,75 | 0,60 | 0,62 |
| >95 | – | >300 | 0,70 | 0,70 | 0,60 | 0,60 |

Fig. 35.4. Distanța minimă admisă (pe verticală) între două conductoare.




**Distanțe minime admise între conductoare și stîlp ($c_{min}$) — în cm —**

| Condiții meteorologice | Tensiunea LEA – kV | | | |
|---|---|---|---|---|
| | 1...20 | 110 | 220 | 400 |
| Temperatura medie și vînt cu viteze de 0...10 m/s | 25 | 90 | 180 | 290 |
| Temperatura medie și vînt cu viteza maximă | 10 | 40 | 60 | 100 |

Fig. 35.5. Distanțele minime pe orizontală :
*a* — între conductoare și stîlp ; *b* — dintre două conductoare.



*Tabelul 35.8*

**Distanțe minime (m) între LEA și diverse obstacole artificiale sau naturale**

| Caracterul zonei străbătute de LEA | | Traversări | | | | | | | | | | Apropieri | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | distanțe pe verticală | | | | distanțe pe orizontală | | | | | | | | | | |
| | | Tensiunea – kV | | | | | | | | | | | | | | |
| | | 1...20 | 20...110 | 220 | 400 | 1...20 | 20...110 | 220 | 400 | 1...20 | 20...110 | 220 | 400 | | | |
| 1 | | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 9 | 10 | 11 | 12 | 13 | | | |
| Căi ferate | electrificate sau electrificabile | 11,5 | | 12,5 | 13,5 | $h+3$ $h$ – înălțimea stîlpului | | | | 7,5 | | 8,5 | 9,5 | | | |
| | neelectrificabile cu trafic permanent | 7,5 | | 8,5 | 9,5 | | | | | | | | | | | |
| | neelectrificabile cu trafic intermitent (uzinale, de tria), forestiere) | 6,5 | | 8 | 8,5 | | | | | | | | | | | |
| Drumuri | republicane (naționale, autostrăzi) | 7 | | 8 | 9 | 22 | | | | 5 | | 6 | 7 | | | |
| | locale: județene | | | | | 20 | | | | | | | | | | |
| | locale: comunale, străzi | | | | | 18 | | | | | | | | | | |
| | de exploatare (forestiere, miniere, petroliere) | | | | | 4 | | | | | | | | | | |
| LEA | peste 1 kV | 2...2,5 | 3...5 | 4...7 | 5...8 | 3 | 5 | 7 | 10 | 3 | 5 | 10 | 15 | | | |
| | sub 1 kV | 2...2,5 | 3...4 | 4...5,5 | 5...7 | | | | | 2 | 3 | 5 | 7 | | | |
| Funiculare | — | 3 | 4 | 5 | 6 | $h+3$ | | | | 12 | | 13 | 14 | | | |

*Tabelul 35.8 (continuare)*

| 1 | | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 9 | 10 | 11 | 12 | 13 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Conducte supraterane | pentru fluide necombustibile | 3,5 | 4 | 5 | 6 | $h+3$ | | | | 5 | | 6 | 7 |
| | pentru lichide și gaze combustibile | | | | | | | | | | | | |
| Zone cu circulație frecventă | | 7 | | 8 | 9 | | | | | | | — | |
| Clădiri | locuite | — | 4 | 5 | 7 | — | 4 | 5 | 7 | 3 | 4 | 5 | 7 |
| | necocuite (de importanță secundară) | 3 | | 4 | 6 | 3 | | 4 | 6 | 3 | | 4 | 6 |
| Poduri | — | 7 | | 8 | 9 | 3 | | 4 | 5 | 5 | | 6 | 7 |
| Baraje, diguri | accesibile circulației cu autovehicule | 6 | | 7 | 8 | 3 | | 4 | 5 | 5 | | 6 | 7 |
| | accesibile circulației pedestre | 5 | | 6 | 7 | | | | | | | | |
| Cursuri de apă | nenavigabile | 5...7 | | 6...8 | 7...9 | — | | | | — | | | |
| | navigabile | pentru navigație maritimă | $G+1$ | | $G+2$ | $G+4$ | 25 | | | 5 | | 6 | 7 |
| | | pentru navigație fluvială | | | | | 20 | | | | | | |
| | | râuri și canale cu trafic intens | | | | | 15 | | | | | | |
| | | râuri și canale cu trafic redus | $G$ — gabaritul de liberă trecere a navelor | | | | 10 | | | | | | |
| | | lacuri de acumulare | | | | | 20 | | | | | | |

Fig. 35.6. Fixarea conductoarelor de consolele stîlpilor de susținere și stîlpilor de întindere.




Modul de fixare a conductoarelor pe stîlpii de susținere și pe stîlpii de întindere se arată în figura 35.6. Stîlpii de susținere cu izolatoare de suspensie pot fi prevăzuți cu cleme care permit eliberarea conductoarelor sau menținerea acestora.

Stîlpii LEA au alcătuire spațială, sînt realizați de obicei din patru fețe cu zăbrele și se caracterizează printr-un raport mare între înălțime și latura secțiunii transversale.

În figura 35.7 sînt reprezentate diferite tipuri de stîlpi utilizați pentru susținerea conductoarelor LEA. În cazul tensiunilor mari se folosesc stîlpi sub formă de portal.

Forma geometrică a stîlpului în elevație și în plan se stabilește în funcție de tipul acestuia.

Forma în plan a stîlpilor este de obicei pătrată ; panta fețelor stîlpului, în majoritatea cazurilor cu zăbrele, se ia 2,5...3% la stîlpii de susținere și de




Fig. 35.7. Tipuri de stîlpi pentru susținere LEA.

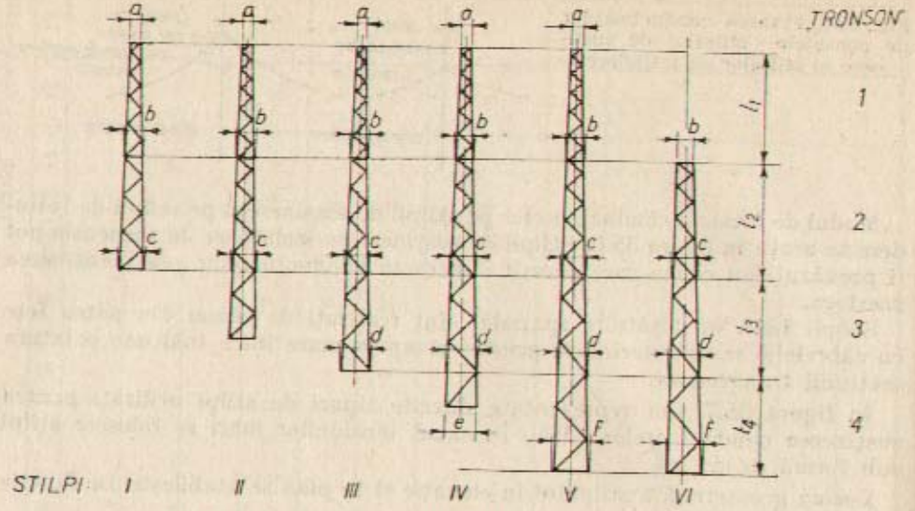



Fig. 35.8. Realizarea stîlpilor din tronsoane tipizate.

5...7,5% la stîlpii de întindere și de colț. Latura pătratului de la vîrful stîlpului se adoptă 300...500 mm pentru stîlpii de susținere și 400...1 000 mm pentru stîlpii de întindere și de colț. Se recomandă ca tronsoanele superioare ale stîlpilor să fie tipizate, modificări făcîndu-se numai la tronsoanele de la baza stîlpilor (fig. 35.8). În cazul unor distanțe reduse între ramurile stîlpilor, este indicată soluția bazei comune, iar la o distanță mare între ramuri, se alege soluția bazelor independente (pentru fiecare ramură). Stîlpii se expediază din întreprinderea de construcții metalice în tronsoane spațiale, ale căror dimensiuni nu trebuie să depășească gabaritele de transport; tronsoanele se asamblează la șantier. Tronsoanele de stîlpi trebuie să aibă pe durata transportului și montajului asigurată indeformabilitatea geometrică prin prevederea de legături suplimentare provizorii.

Compartimentarea interioară a grinzilor cu zăbrele ce alcătuiesc fețele stîlpilor se poate realiza în sistem simplu triunghiular, dublu triunghiular, combinat sau în K (fig. 35.9); înclinarea optimă a diagonalelor față de verticală este de 45°.

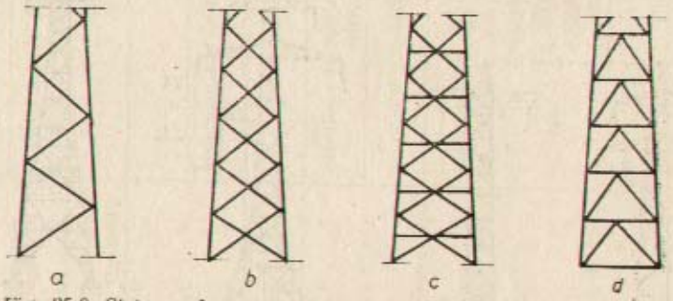



Fig. 35.9. Sisteme de compartimentare interioară a grinzilor cu zăbrele ce alcătuiesc fețele stîlpilor LEA:
a — simplu triunghiular; b — dublu triunghiular; c — combinat; d — în K.



La alcătuirea stîlpilor LEA se folosesc produse laminate la cald din oțel carbon și oțel slab aliat sau profile cu pereți subțiri formate la rece.

Barele elementelor cu zăbrele ce alcătuiesc fețele stîlpilor se realizează de obicei din oțel cornier cu aripi egale. Înnădirea ramurilor stîlpilor la limita tronsoanelor spațiale de expediție se realizează prin petrecere sau eclisare, cu ajutorul șuruburilor obișnuite sau șuruburilor de înaltă rezistență pretensionate (fig. 35.10, *a*). Montanții (ramurile) se vor executa fără înnădiri pe lungimea unui tronson. Prinderea sudată a zăbrelelor de ramuri se realizează direct sau prin intermediul gusecelor (fig. 35.10, *b*). Este permisă centrarea

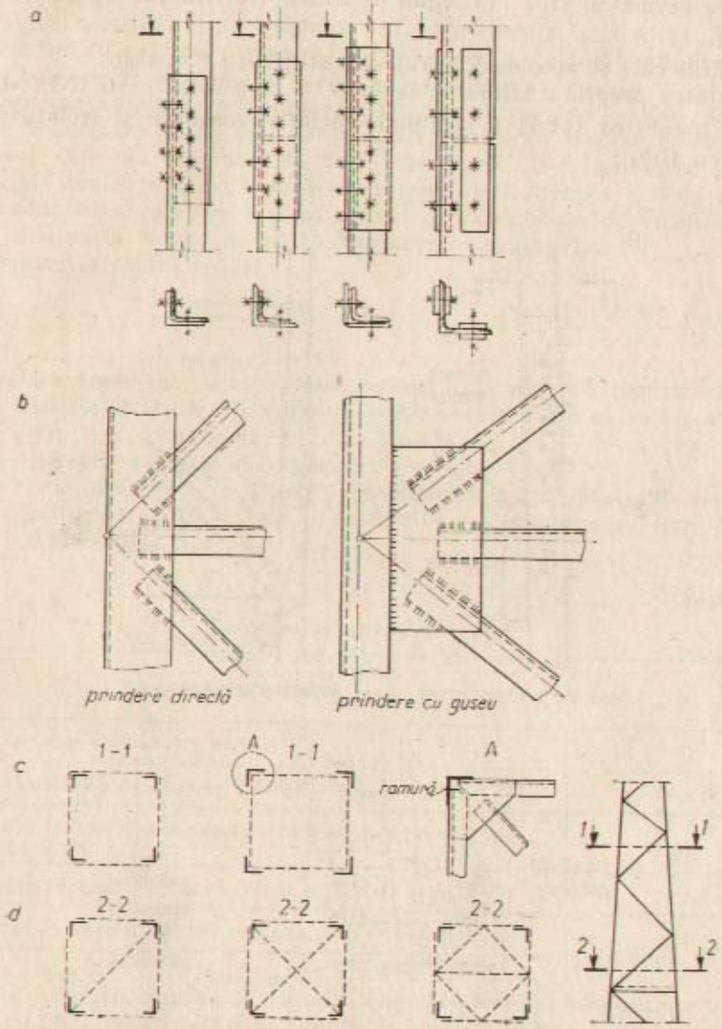



Fig. 35.10. Alcătuirea stîlpilor LEA:
a — înnădirea ramurilor; b — prinderea zăbrelelor de ramuri; c — dispunerea planurilor cu zăbrele la fața exterioară, respectiv interioară a ramurilor; d — contravîntuiri orizontale transversale.

la fața exterioară a montantului. Planurile cu zăbrele pot fi dispuse la fața interioară sau exterioară a ramurilor stîlpului (fig. 35.10, *c*). La limita tronsoanelor de expediție, a schimbărilor de pantă, în secțiunile de prindere a consolelor și la cel mult 8...12 m, se prevăd contravîntuiri orizontale transversale, formate dintr-o diagonală, din două diagonale încrucișate sau din diagonale dispuse în romb (fig. 35.10, *d*); aceste contravîntuiri au rolul de a prelua solicitările de torsiune și a asigura indeformabilitatea structurii.

În figura 35.11 sînt prezentate cîteva detalii de execuție pentru stîlpii LEA.

Stîlpii LEA se calculează în două grupări de încărcări [S40]: I — regim de exploatare normal și II — în regim de avarie (în situația ruperii unor conductoare).

Încărcările care se consideră în calculul stîlpilor LEA, sînt:

● greutatea proprie a stîlpului, inclusiv a consolelor — $G$ (N); datorită chiciurii, greutatea totală a stîlpului (inclusiv consolele și izolatoarele) se mărește cu 10%;

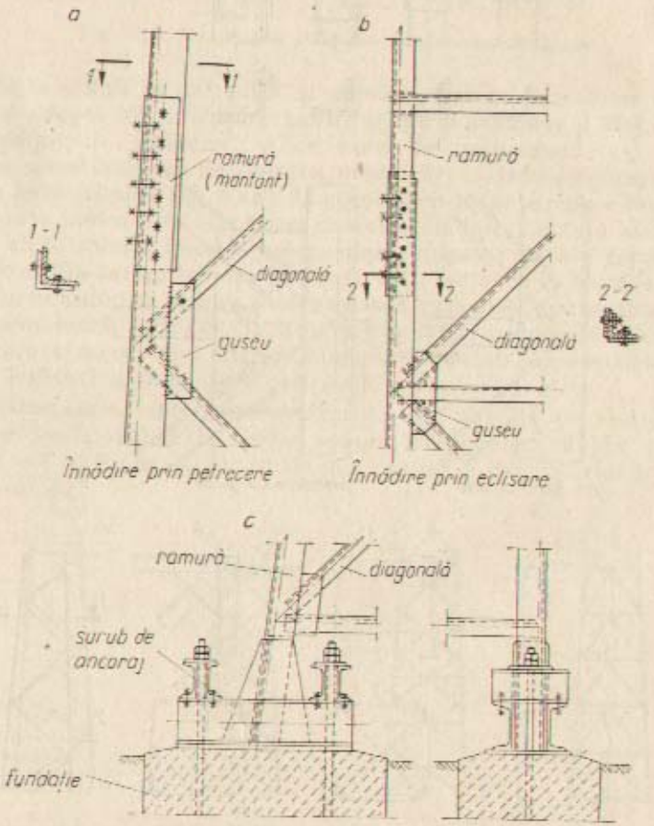



Fig. 35.11. Detalii de execuție pentru stîlpi LEA:
*a, b* — înnădirea ramurii la limita tronsoanelor de expediție; *c* — prinderea stîlpului de blocul de fundație.



● greutatea conductorului:

$$G_c = \gamma_c \cdot A_c \cdot l = \gamma_c \frac{\pi \cdot d_c^2}{4} \cdot l, \qquad (35.7)$$

în care $d_c$ reprezintă diametrul conductorului;

● greutatea chiciurii depuse pe conductor:

$$G_p = \gamma_z \cdot A_z \cdot l = \gamma_z \frac{\pi(d_z^2 - d_c^2)}{4} l = \gamma_z \frac{\pi[(d_c + 2l)^2 - d_c^2]}{4} l = \gamma_z \cdot \pi \cdot l(d_c + l) \cdot l; \qquad (35.8)$$

● forța de tracțiune din conductor $S$ (componenta orizontală fiind $H$) care intervine în situația normală de exploatare la calculul stîlpilor terminali, de colț și de traversare, iar în situația de avarie, în cazul ruperii unuia sau mai multor conductoare (în general, pentru stîlpii de susținere, de traversare și de colț se consideră rupt un singur conductor și anume cel care dă efectul cel mai defavorabil, de încovoiere sau de torsiune, iar pentru stîlpii de întindere se consideră ruperea a două sau mai multe conductoare, care dau efectul cel mai defavorabil de încovoiere sau torsiune); în situația de avarie nu se consideră acțiunea vîntului;

● presiunea vîntului pe stîlp:

$$q_v = K_4 \cdot g_v \cdot A_p \qquad [\text{N/m}] \qquad (35.9)$$

în care:

$K_4$ este un coeficient aerodinamic, avînd valoarea 2,6 pentru stîlpi cu barele alcătuite din corniere și 2,0 pentru stîlpi cu barele alcătuite din țevi rotunde (v. tabelul 35.9);

$g_v$ — presiunea dinamică de bază;

$A_p$ — aria proiecției în plan normal pe direcția vîntului a suprafeței plinurilor primei fețe a stîlpului (se poate considera 0,20... 0,30 m²/m).

*Tabelul 35.9*

**Coeficientul aerodinamic $K_4$**

| Alcătuirea stîlpului | $K_4$ |
|---|---|
| Stîlp cu secțiune orizontală circulară | 0,7 |
| Stîlp cu suprafețe plane, pline | 1,4 |
| Stîlp spațial cu zăbrele din corniere cu secțiunea pătrată sau dreptunghiulară | 2,6 |
| Stîlp plan cu elemente avînd secțiunea orizontală circulară | 1,1 |
| Stîlp spațial cu elemente avînd secțiunea orizontală circulară | 2,0 |

Datorită chiciurii suprafața stîlpului expusă presiunii vîntului se mărește în medie cu 50% pentru stîlpi și console și cu 25% pentru izolatoare;

● presiunea vîntului pe izolatoare:

$$V_i = K_5 \cdot g_v \cdot A_i, \quad [\text{N}] \qquad (35.10)$$

în care : $K_s$ este un coeficient care ia în considerare suprafața izolatorului expusă acțiunii vîntului (0,35...0,80) dat în tabelul 35.10, iar $A_i$ — aria suprafeței dreptunghiului circumscris izolatorului ;

*Tabelul 35.10*

**Coeficientul aerodinamic $K_s$ pentru izolatoare**

| Tipul izolatorului | $K_s$ | |
|---|---|---|
| | legături simple | legături duble |
| Cu capă și tijă | 0,35 | 0,55 |
| Cu tijă | 0,55 | 0,80 |

- presiunea vîntului (acționînd perpendicular pe linie) pe conductoare :

$$q_{vc} = (d_c + 2t)\cdot 1 p_v \ [\mathrm{N/m}] ; \qquad (35.11)$$

la capetele consolei stîlpului apar deci forțele orizontale $P_v = q_{vc}\cdot l$.

Încărcările seismice au o influență redusă în comparație cu încărcările din vînt și, de aceea, de obicei, se neglijează.

La stîlpii LEA, încărcările orizontale participă cu o pondere importantă în dimensionare.

În tabelul 35.11 sînt prezentate încărcările care acționează stîlpii LEA. Gruparea încărcărilor în regim normal de exploatare și în regim de avarie, determinarea forței orizontale rezultate din considerarea unor conductoare rupte sînt prezentate în normativele de specialitate [S39], [S40], precum și în lucrarea [116].

Normativele de calcul obligă ca stîlpii să fie verificați și în ipoteza de montaj, ținînd seama de următoarele precizări :

— pentru stîlpii de susținere la ridicarea conductoarelor pe stîlpi, greutatea conductoarelor se va considera dublă ;

— pentru stîlpii de întindere și terminali se va considera montat numai un singur circuit ;

— pentru toți stîlpii se vor considera încărcări suplimentare provenite din greutatea montorului și a dispozitivelor de montaj.

Acțiunile verticale și orizontale transmise de conductoare la un stîlp LEA sînt prezentate în figura 35.12, iar forțele orizontale transmise de

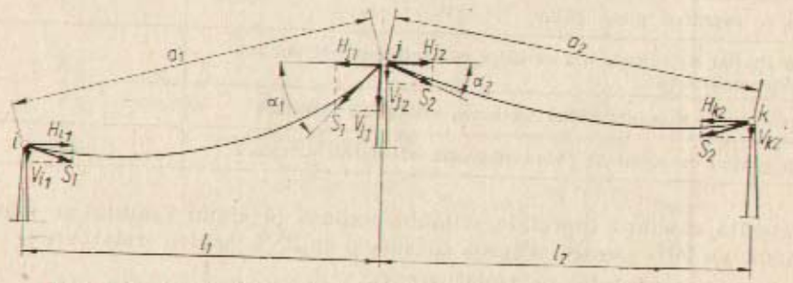



Fig. 35.12. Acțiunile verticale și orizontale transmise de conductoare la un stîlp LEA.



*Tabelul 35.11*

**Clasificarea încărcărilor care acționează stîlpii LEA**

| Caracterul încărcării | Tipul încărcării | Simbolul încărcării | Coeficientul încărcării $n_i$ |
|---|---|---|---|
| Permanente | greutate proprie stîlp<br>greutate conductoare | $P^n$ | 1,1 |
| Variabile | greutate chiciură pe conductoare | $V_1^n$ | 1,3 |
| | presiune vînt pe stîlp (cu sau fără chiciură) | $V_2^n$ | |
| | presiune vînt pe conductoare (cu sau fără chiciură) | $V_3^n$ | |
| | tracțiunea conductoarelor în regim normal de exploatare | $V_4^n$ | |
| Excepționale | tracțiunea conductoarelor în regim de avarie | $E^n$ | 1,1 |

*Gruparea încărcărilor în regim normal de exploatare*

— pentru verificarea la starea limită ultimă de rezistență și stabilitate :

$$\Sigma n_i \cdot P_i^n + n_g \cdot \Sigma n_i \cdot V_i^n ;$$

coeficientul de grupare $n_g$ are valorile :
1,0 — în cazul unei încărcări variabile
0,9 — în cazul a două sau trei încărcări variabile
0,8 — în cazul a patru încărcări variabile

— pentru verificarea la starea limită a exploatării normale (deplasarea orizontală maximă la partea superioară a stîlpului LEA) :

$$\Sigma P_i^n + n_g \Sigma V_i^n$$

*Gruparea încărcărilor în regim de avarie*

— pentru verificarea la starea limită ultimă de rezistență și stabilitate :

$$\Sigma n_i P_i^n + n_g \Sigma n_i \cdot V_i^n + \Sigma n_i \cdot E_i^n$$

— pentru verificarea la starea limită a exploatării normale (verificarea se face numai în urma unor fundamentări speciale cuprinse în tema de proiectare) :

$$\Sigma P_i^n + n_g \cdot \Sigma V_i^n + \Sigma E_i^n .$$

conductoare la un stîlp de colț în figura 35.13. Forțele verticale și orizontale se transferă în axul stîlpului. Fețele stîlpilor LEA cu secțiunea în plan pătrată alcătuiesc un sistem spațial cu zăbrele. Pentru simplificarea calculului, stîlpul se descompune în sisteme plane cu zăbrele, sisteme solicitate de componentele încărcărilor exterioare ce revin

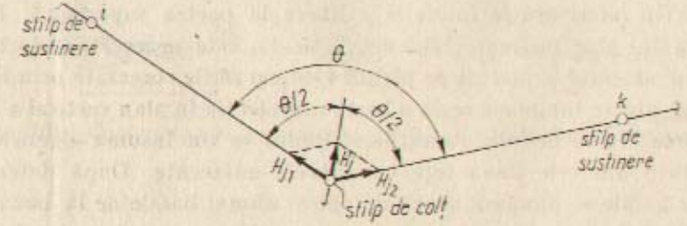



Fig. 35.13. Rezultanta acțiunilor orizontale transmise de conductoare la un stîlp de colț.

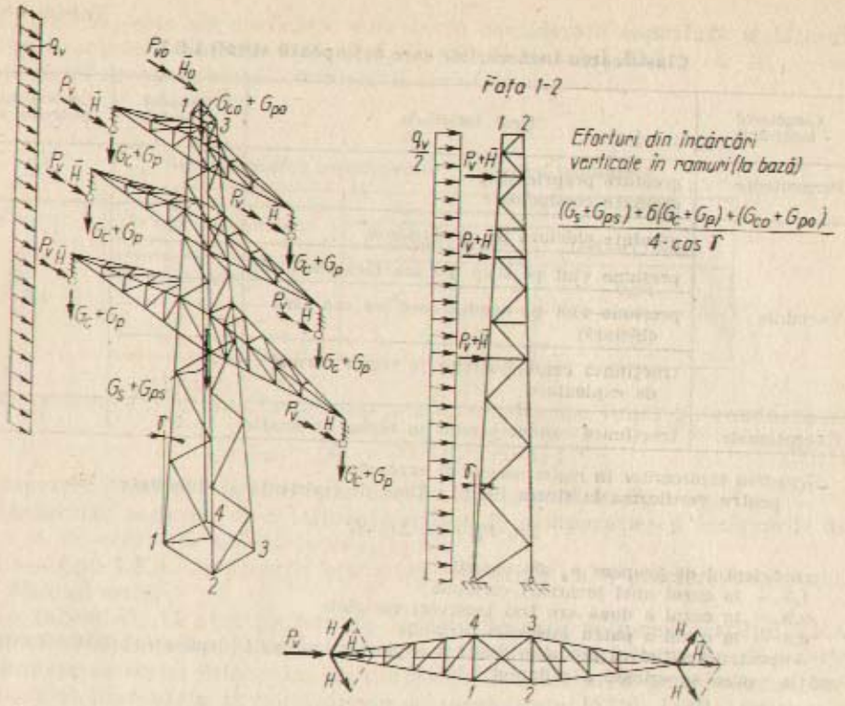



Fig. 35.14. Stîlp de colț — dublu circuit — situația de exploatare normală.

fețelor respective ale stîlpului. Solicitările de torsiune pot fi preluate de fețele stîlpului dacă acesta este prevăzut cu diafragme orizontale de rigidizare.

În figurile 35.14 și 35.15 sînt prezentate situațiile de încărcare în regim de exploatare normală a unui stîlp de colț (dublu circuit) și respectiv în regim de avarie a unui stîlp de traversare (simplu circuit). Stîlpii de întindere, de capăt, de colț, de traversare sînt acționați de forțe orizontale importante.

După stabilirea încărcărilor orizontale ce revin fiecărei fețe a stîlpului se determină eforturile axiale din bare (ramuri și zăbrele), prin metoda secțiunilor (fig. 35.16). Fețele stîlpului sînt elemente cu zăbrele plane, dublu articulate la partea inferioară în fundații și libere la partea superioară. Deoarece fețele stîlpului sînt înclinate față de verticală, este necesar ca eforturile rezultate din sistemul proiectat pe planul vertical să fie corectate prin înmulțire cu raportul dintre lungimea reală a barei și proiecția în plan vertical a acesteia. La stabilirea eforturilor din ramurile stîlpului se vor însuma algebric eforturile rezultate din cele două fețe cu zăbrele adiacente. După determinarea eforturilor axiale se dimensionează de obicei numai barele de la baza fiecărui tronson de expediție, păstrîndu-se aceeași secțiune pentru restul barelor de pe tronsonul respectiv.



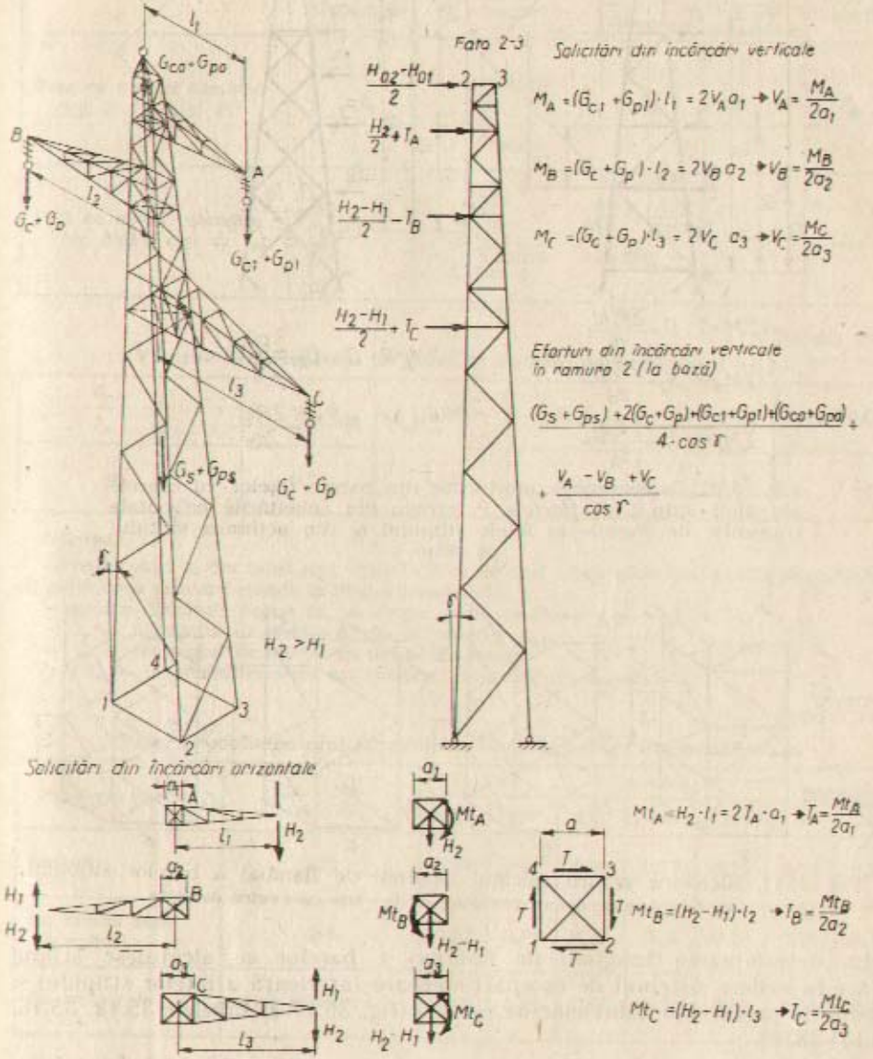



Fig. 35.15. Stîlp de traversare — simplu circuit — situația de avarie ($M_{max}$).

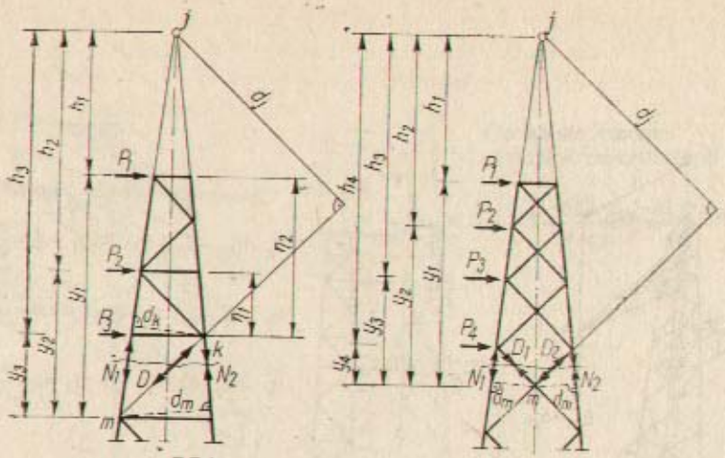



Fig. 35.16. Determinarea eforturilor din barele fețelor cu zăbrele ale unui stîlp LEA (forțele $P_i$ provin din solicitările orizontale transmise de console la fețele stîlpului și din acțiunea vîntului pe stîlp).

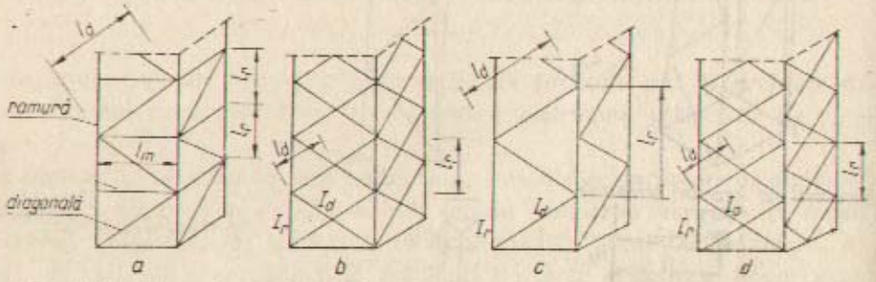



Fig. 35.17. Elemente pentru calculul lungimii de flambaj a barelor stîlpului : *a, b* — fețe cu noduri comune ; *c, d* — fețe cu noduri decalate.

La determinarea lungimii de flambaj a barelor ce alcătuiesc stîlpul se are în vedere sistemul de compartimentare interioară a fețelor stîlpului și modul de prindere a zăbrelelor de ramuri (fig. 35.17 și tabelele 35.12, 35.13, 35.14) [S39].

La proiectarea stîlpilor LEA se vor respecta următoarele grosimi minime :

— ramuri . . . . . 5 mm
— diagonale . . . . . 4 mm
— bare secundare (cu eforturi reduse) . . . . . 3 mm
— gusee pentru prinderea barelor de rezistență . . . . . 6 mm
— gusee pentru prinderea barelor secundare . . . . . 5 mm
— elemente plate de ancoraj . . . . . 8 mm



*Tabelul 35.12*

**Elemente pentru calculul lungimii de flambaj și razei de inerție pentru barele fețelor cu zăbrele ale stîlpului**

| Alcătuirea stîlpului | Ramuri | | Diagonale, bare orizontale | | |
|---|---|---|---|---|---|
| | Lungimea de flambaj | Raza de inerție | Lungimea de flambaj | | Raza de inerție |
| | | | Diagonale | Bare orizontale | |
| Fețe cu noduri comune (fig. 35.17, *a* și *b*) | $l_r$ | $i_{min}$ | $\mu_d \cdot l_d$ | 0,8 $l_m$ | $i_{min}$ |
| Față cu noduri decalate (fig. 35.17, *c* și *d*) | $\mu_r l_r$ | $i_x$ sau $i_y$ | $\mu_d \cdot l_d$ | — | $i_{min}$ |

*Tabelul 35.13*

**Valorile coeficientului lungimii de flambaj pentru ramuri — $\mu_r$**

| $\frac{I_r}{I_d} \cdot \frac{l_d}{l_r}$ | ≤1,0 | 1,25 | 2,50 | 5,0 | ≥10,0 |
|---|---|---|---|---|---|
| $\mu_r$ | 0,98 | 1,00 | 1,03 | 1,08 | 1,13 |

*Observații*

— coeficienții $\mu_r$ din tabel sînt valabili în cazul cînd diagonalele sînt sudate sau prinse cu cel puțin două șuruburi așezate în lungul diagonalei
— pentru diagonale prinse cu un singur șurub coeficientul $\mu_r = 1,14$
— $I_r$ — momentul de inerție minim al ramurii
— $I_d$ — momentul de inerție minim al diagonalei
$l_r$ și $l_d$ — lungimile teoretice ale ramurii, respectiv ale diagonalei.

*Tabelul 35.14*

**Valorile coeficientului lungimii de flambaj pentru diagonale — $\mu_d$**

| Prinderea ramurii | $\frac{I_r}{I_d} \cdot \frac{I_d}{I_r}$ | $\lambda = l_d/i_d$ | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | ≤80 | 100 | 120 | 140 | 160 | 180 | 200 |
| Sudură | ≤2 | 0,98 | 0,89 | 0,83 | 0,77 | 0,74 | 0,72 | 0,70 |
| Cu minim două șuruburi | ≥6 | 0,92 | 0,84 | 0,78 | 0,74 | 0,70 | 0,70 | 0,70 |
| Cu un șurub | orice valoare | 1,00 | 0,94 | 0,88 | 0,83 | 0,80 | 0,78 | 0,77 |

Consolele stîlpilor sînt realizate din sisteme spațiale de 3 sau 4 grinzi cu zăbrele plane. Consolele se calculează la forțele transmise de conductoare și la încărcările provenite de la platformele de lucru utilizate în timpul montajului sau reparațiilor LEA.

Fundațiile masive ale stîlpilor LEA se vor verifica și la răsturnare considerîndu-se un coeficient de siguranță la stabilitate de 1,5...2,5 în regim normal de exploatare și 1,3...2,0 în regim de avarie.

CAPITOLUL 36

# STRUCTURI CU DIFERITE DESTINAȚII

## 36.1. COȘURI DE FUM

Coșurile de fum metalice pot să fie realizate ancorate cu cabluri, ghidate lateral de structuri metalice portante (fig. 36.1) sau ca tuburi de fum autoportante (fig. 36.2).

Coșurile de fum sub formă de tuburi de fum autoportante pot fi realizate pentru înălțimi de 30...60 m și uneori și mai mult cu condiția ca raportul dintre înălțime și diametrul la baza coșului să rămînă în limite care să asigure condiția de rezistență și de deformație statică și dinamică sub acțiunea forțelor produse de vînt. Pînă la înălțimi de 40 m acest raport poate rămîne în limita de 20, iar pentru înălțimi mai mari raportul va scădea pînă la 15. Trebuie totodată să se țină seama și de faptul că diametrul este în funcție și de parametrii tehnologici, respectiv de temperatura și viteza gazelor din coș, iar pe de altă parte condițiile de rezistență și stabilitate locală asociate cu limitări economice ale consumului de metal plafonează raportul dintre grosimea peretelui și diametrul tubului.

Din condiția de voalare a mantalei, coșul este prevăzut cu nervuri de rigidizare inelare. Unele din aceste nervuri servesc și ca flanșe de îmbinare între tronsoane. Îmbinarea este realizată prin șuruburi, prevăzîndu-se suplimentar și o sudură de etanșare între flanșe. În vîrful coșului este prevăzut de asemenea un inel de rigidizare.

Cînd raportul $D/t$ este foarte mare, uneori pot fi prevăzute și nervuri de rigidizare longitudinale.

Partea inferioară a coșului reazemă pe o fundație sau pe o structură din beton și este de regulă prevăzută cu o deschidere pentru legătura la canalul de fum. Mantaua tubului în această zonă este consolidată cu elemente de rigidizare longitudinale pe tot conturul și cu elemente de ridigizare în jurul găurii canalului de fum. Prinderea în fundație este realizată cu buloane de ancoraj.

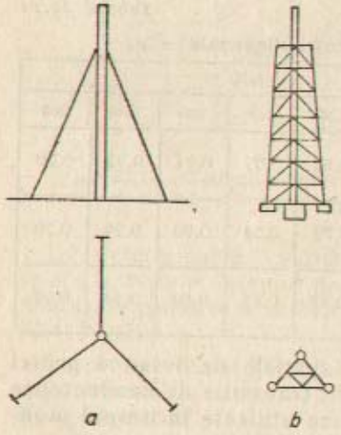



Fig. 36.1. Sprijinirea tuburilor de fum :
a — ancorarea cu cabluri ; b — ghidarea laterală cu o structură rigidă.

În cazul unor înălțimi mai mari și a unor diametre limitate de considerente tehnologice, capacitatea portantă a tuburilor de fum poate fi mărită prin ancorarea cu cabluri la un nivel, și mai rar la două niveluri, sau prin ghidarea laterală cu ajutorul unor structuri rigide cu zăbrele în formă de turnuri cu trei sau patru fețe (fig. 36.1) ; ultima soluție este de preferat cînd amplasarea cablurilor nu este posibilă în incinta uzinei.

Din condiția limitării deformațiilor din temperatură sînt introduse pe lungimea tubului compensatori de dilatare metalici sau din azbest. În acest caz rezemarea tubului de fum este asigurată atît lateral, cît și vertical pe structura metalică de ghidare (fig. 36.3).



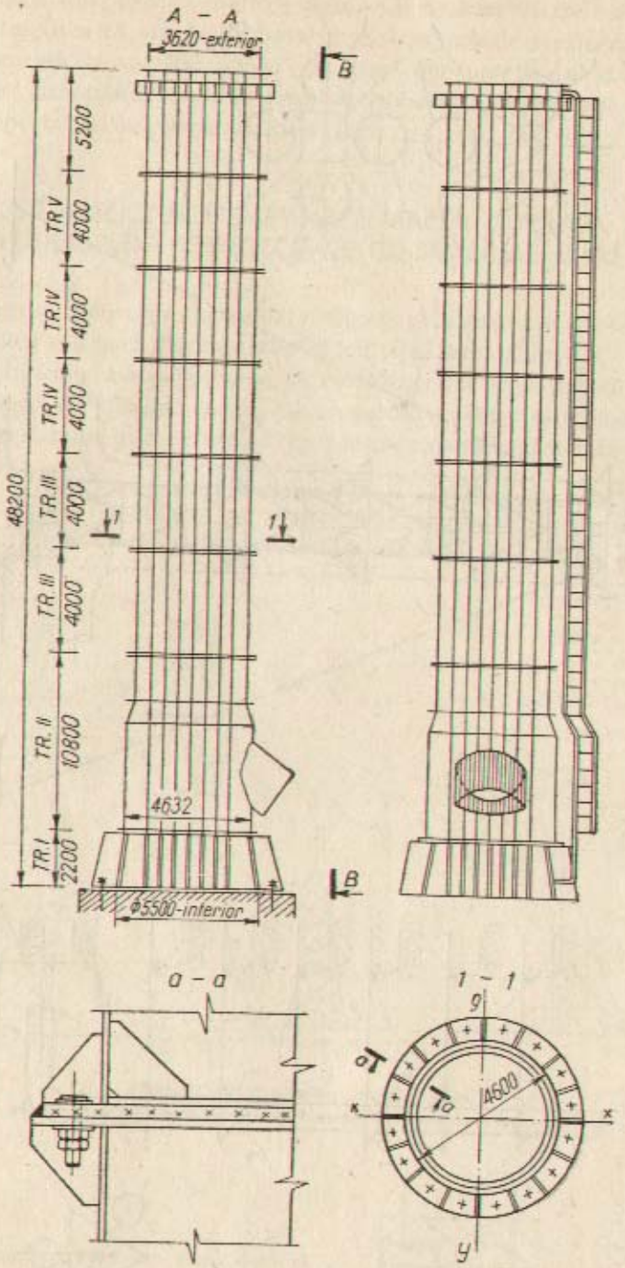



Fig. 36.2. Coș de fum autoportant (IPROLAM).

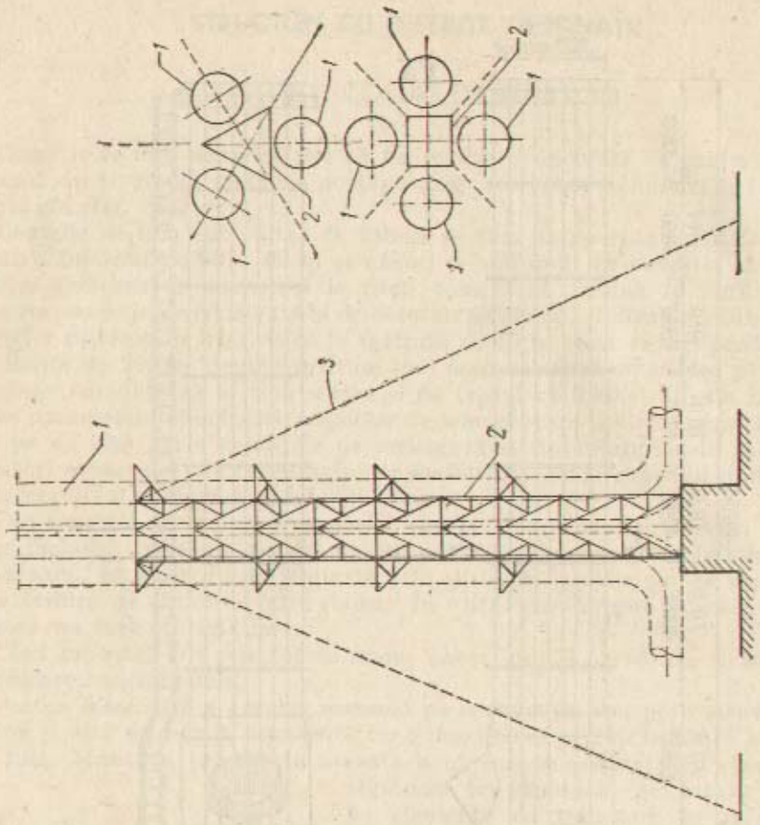


Fig. 36.4. Gruparea mai multor coşuri de fum pe o structură de susţinere:
1 — tub de fum; 2 — structură metalică de susţinere; 3 — cablu ancorat.

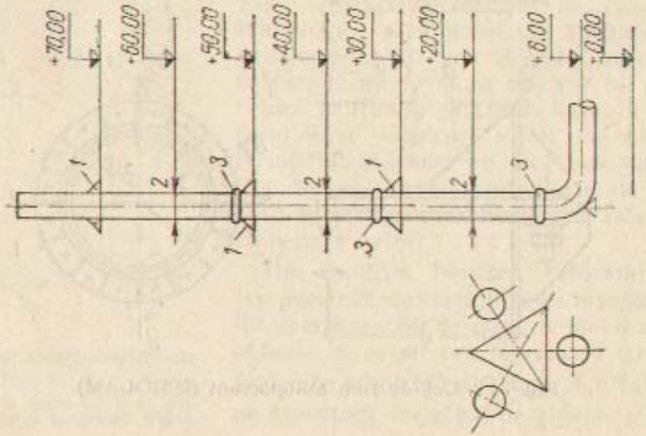



Fig. 36.3. Rezemarea tuburilor de fum prevăzute cu compensatori de dilatare:
1 — sprijinire verticală; 2 — sprijinire laterală; 3 — compensator de dilatare.



În ultima perioadă, pentru centrale termice şi de termoficare s-au proiectat coşuri multitubulare (3 sau 4) grupate pe o structură de susţinere metalică, eventual ancorată la sol (fig. 36.4); în acest caz pereţii tuburilor rezultă relativ subţiri, solicitările lor fiind sensibil reduse faţă de coşurile cu tuburi de fum autoportante sau ancorate [S 41].

## 36.2. STRUCTURI PENTRU REZEMAREA LATERALĂ A UTILAJELOR TEHNOLOGICE CU ÎNĂLŢIME MARE

Faclele pentru arderea gazelor pot fi realizate prin ancorare laterală la două sau trei niveluri sau prin ghidare laterală cu structuri rigide (fig. 36.5).

Coloanele în care au loc procese de fabricaţie din industria chimică realizate sub formă de cilindri cu pereţi groşi, dar cu diametru mic, necesită de asemenea realizarea unor structuri rigide pentru rezemare laterală (fig. 36.6).

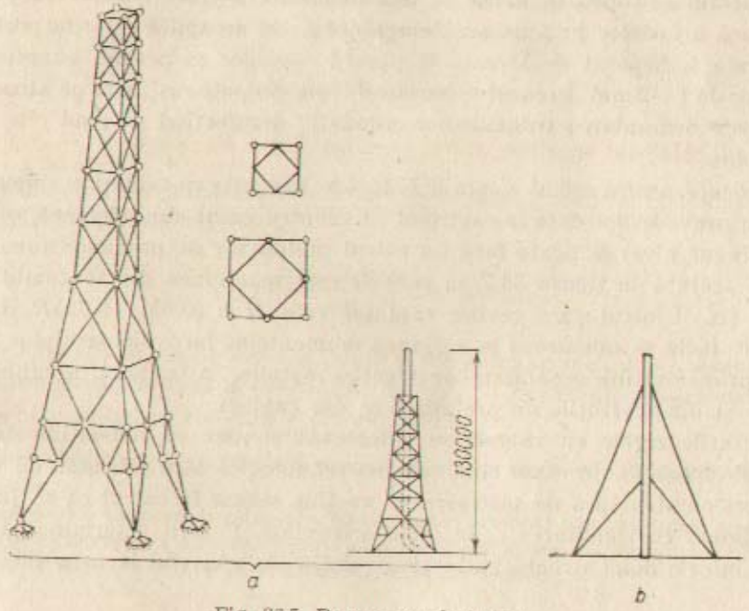
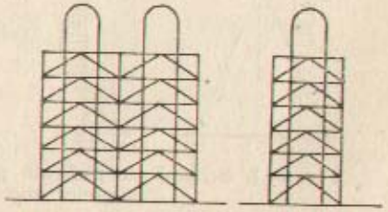



Fig. 36.5. Rezemarea faclelor:
a — ghidare laterală cu o structură rigidă; b — ancorare cu cabluri.

Fig. 36.6. Rezemarea coloanelor din industria chimică.



Alcătuirea constructivă a structurilor de ghidare și a ancorajelor este asemănătoare cu cea prezentată la capitolele 33 și 34.

• Încărcările sînt în general cele prezentate în capitolele 30, 33 și 34, la care trebuie adăugată acțiunea temperaturilor tehnologice specifice coșurilor de fum și altor instalații tehnologice.

Se urmărește ca temperaturile la nivelul mantalei metalice să rămînă în limite reduse (pînă la 150°C). În cazul cînd în coș se dezvoltă temperaturi mai mari se prevăd căptușeli interioare cu zidărie refractară.

• Materialul utilizat pentru realizarea coșurilor de fum sub forma de tuburi autoportante poate fi OL 37—4 k de tip RC (rezistent la coroziune), în cazul cînd temperaturile la manta rămîn în limite pînă la 150—160°C. În cazul unor temperaturi mai mari se folosește un oțel special (K 7) care la temperatura de 250°C are $\sigma_c = 225$ N/mm² și $E = 1{,}875 \cdot 10^5$ N/mm².

• O problemă specială o reprezintă protecția anticorosivă în special în cazul gazelor rezultate din arderea unor combustibili cu sulf și în care se poate forma acidul sulfuric. În afară de folosirea unor oțeluri speciale în partea superioară a faclelor în zona arzătoarelor, în rest se aplică diferite protecții de suprafață. Separat de aceasta la pereții coșurilor se prevăd adaosuri de coroziune de 1—2 mm. În cazul tuburilor de fum grupate susținute pe structură se prevede demontarea tronsoanelor corodate, dezafectînd pe rînd cîte unul din tuburi.

• *Indicații pentru calcul.* Coșurile și faclele ancorate cu cabluri se calculează conform prevederilor date la capitolul 34. Pentru cazul unui element ancorat la un singur nivel se poate face un calcul preliminar de predimensionare cu schema arătată în figura 36.7 în care $R$ este reacțiunea din reazemul considerat fix. Efortul care revine cablului este $H \simeq (0{,}65 \ldots 0{,}75)R$. Coșul, respectiv facla se calculează la acțiunea momentelor încovoietoare și a forței axiale provenită din greutatea construcției metalice, a izolației, a cablurilor, precum și din eforturile de preîntindere din cabluri.

Structurile rigide cu zăbrele se calculează similar cu indicațiile date la capitolele 29 și 33. În cazul cînd coloana tehnologică este suficient de rigidă în raport cu structura de susținere se va ține seama în calcul că se încarcă proporțional cu rigiditatea ei la forțe orizontale. Pentru determinarea eforturilor în cele două structuri se scrie condiția că la nivelul la care cele două

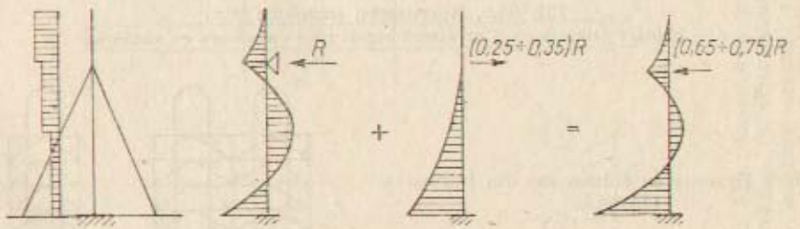



Fig. 36.7. Schemă simplificată pentru calculul de predimensionare a elementelor ancorate la un singur nivel.



elemente (coloana și structura de ghidare) sînt în contact pe orizontală, deplasările laterale sînt egale.

Stabilitatea generală a coșurilor în consolă și ancorate la un nivel se calculează cu relația :

$$\frac{N}{\varphi A} + \frac{c_x M_x}{W_x\left(1 - \frac{N}{N_E}\right)} \leqslant R, \tag{36.1}$$

în care : $c_x$ se poate adopta egal cu 1 ;

$$N_E = \frac{\pi^2 EI}{l_f^2};$$

pentru determinarea valorii $\varphi$ și în calculul valorii $N_E$ se poate lua $l_f = 2l$ pentru console (partea de deasupra ancorajului sau coșul neancorat) și $l_f \simeq 1{,}5l$ pentru partea dintre ancoraj și fundație.

Pereții tuburilor de fum trebuie să îndeplinească și condiția de a nu-și pierde local stabilitatea (evitarea voalării). În acest sens este necesar ca eforturile unitare în manta să îndeplinească condiția :

$$\sigma_2 \leqslant m\sigma_{cr2} \tag{36.2}$$

în care $\sigma_2 = \frac{N}{A} + \frac{M}{W}$, $m = 0{,}8$, iar $\sigma_{cr2}$ se iau conform tabelului 30.1.

În cazul cînd mantaua este de formă tronconică valoarea efortului critic se consideră conform relației :

$$\bar{\sigma}_{cr2} = \frac{0{,}9 r_1 + 0{,}1 r_0}{r} \cos \varphi \cdot \sigma_{cr2}, \tag{36.3}$$

în care $r_1$ și $r_0$ sînt razele cercului mare și ale cercului mic, $\varphi$ — unghiul de înclinare a mantalei față de verticală, iar $\sigma_{cr2}$ — rezistența critică determinată pentru cilindrul de rază $r$ (v. tab. 30.1).

În normele R.F.G. (DIN 4133/1973) se prevede următoarea verificare a mantalei și a inelelor de rigidizare.

Este necesară o verificare la încovoiere locală (turtire) datorită presiunii locale a vîntului pe unitatea de suprafață a mantalei. Pentru o manta netedă a unui coș de secțiune circulară rezultă următoarele eforturi cu care se verifică grosimea acesteia :

$$M = 0{,}503\, qar^2; \quad N = 1{,}16\, qar. \tag{36.4}$$

în care :

$q$ este presiunea vîntului ;
$a$ — unitatea de lungime în direcția axei cilindrului ;
$r$ — raza tubului.

Verificarea se face cu relația :

$$\frac{N}{at} + \frac{6M}{at^2} \leqslant R. \tag{36.5}$$

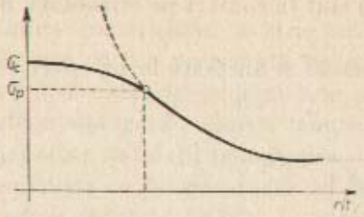


Fig. 36.8. Diagrama $\sigma_{cr}$ la voalare.

Verificarea nu este necesară dacă $r/t \leqslant 160$ sau dacă sînt prevăzute inele de rigidizare care trebuie verificate cu valorile eforturilor indicate în (36.4) ; în acest caz $a$ este lățimea aferentă unei nervuri.

O altă verificare obligatorie este asigurarea împotriva voalării ; se admite următoarea metodologie de calcul.

Se determină rezistența critică la voalare care ține seama și de imperfecțiuni (deformări inițiale)

$$\sigma_{cr} = KE\frac{t}{r}; \qquad K = \frac{1}{2 + 5\,\frac{e}{t}}, \tag{36.6}$$

în care $E$ este modulul de elasticitate, $t$ și $r$ — grosimea și raza mantalei cilindrului, iar $e$ — mărimea deformării (dimensiunile în mm) care poate proveni din sudare, abateri la îndoire, etc. și poate fi considerată :

$$e = 10 + \frac{r}{100} \geqslant t. \tag{36.7}$$

Dacă rezistența critică depășește limita de proporționalitate $\sigma_p$ atunci este necesar ca între $\sigma_c$ și $\sigma_p$ să se efectueze o racordare (fig. 36.8), conform metodologiei din [S 19].

În metoda rezistențelor admisibile se propune ca să se lucreze cu un coeficient de siguranță $C_s = 1{,}7$ dacă nu există nervuri de rigidizare și $C_s = 1{,}5$ dacă există nervuri de rigidizare inelare la distanțe de maximum 10 $r$ și al căror moment de inerție este cel puțin

$$I = \frac{rl^3}{2}\sqrt{\frac{r}{l}}. \tag{36.8}$$

În calculul momentului de inerție al rigidizării inelare se va considera și o porțiune aferentă $b_e = 30\ t$ din manta.

## 36.3. STRUCTURI METALICE PENTRU INSTALAȚII DE FORAJ ȘI EXTRACȚIE A PETROLULUI

### 36.3.1. FORAJUL TERESTRU

Forajul se execută cu ajutorul garniturilor de foraj tubulare denumite prăjini care se leagă una de alta prin înșurubare ; la partea inferioară a coloanei de prăjini acționează o sapă de foraj. Materialul rezultat din săpare este scos afară prin înmuiere cu ajutorul fluidului de foraj sub presiune introdus prin garnitura de foraj. Evacuarea se efectuează în exterior imediat sub masa rotativă, folosindu-se pentru aceasta coloana de tubaj cu diametrul mai mare decît al sapei de foraj concentrice cu prăjinile. Operația de rotire a garniturii de foraj este efectuată prin utilajul denumit „masă rotativă".



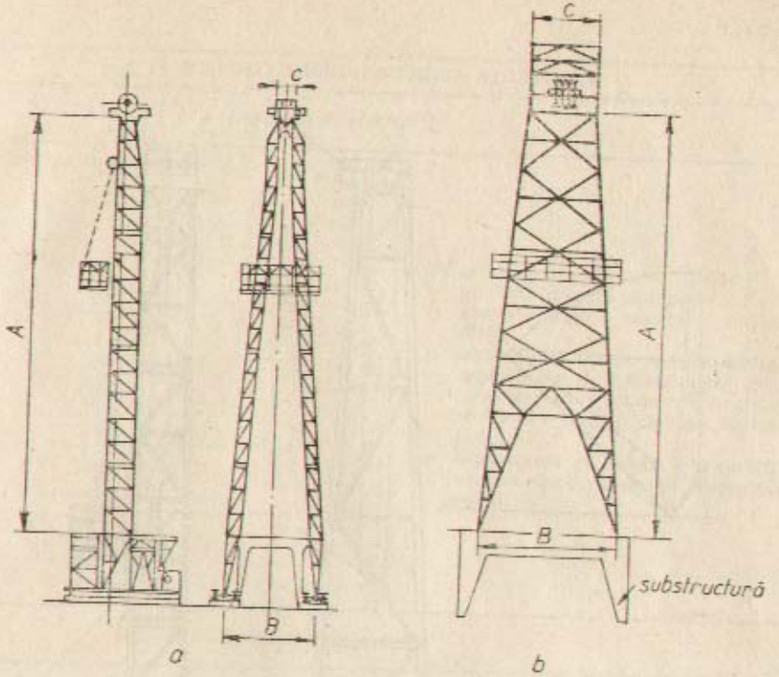



Fig. 36.9. Mast în formă de *A (a)* și turlă de foraj *(b)*.

Mastul, respectiv turla de foraj, are drept scop de a forma reazem pentru stiva de prăjini și de a susține în cîrligul macaralei situată la partea superioară a instalației întreaga garnitură de foraj care este extrasă cînd se schimbă sapa de la capătul acestei coloane. De asemenea susține coloana de tubaj pe timpul tubării găurii.

Mastul, respectiv turla de foraj, reazemă pe o substructură care are în același timp rolul de a susține masa rotativă și mașinile care o pun în mișcare, stivele de prăjini, precum și troliul de foraj.

În prezent pentru foraj se folosesc masturile care sînt demontabile și transportabile, putînd fi mutate de pe un amplasament pe altul.

Masturile se realizează în formă de A sau de U (fig. 36.9 și 36.10). La masturile în formă de A fiecare picior este realizat sub forma unei structuri spațiale cu trei sau patru montanți solidarizați între ei cu zăbrele ; barele au secțiune tubulară cu prindere directă între ele prin sudură. Cele două picioare sînt legate cu elemente de solidarizare, unele din ele avînd și un rol funcțional.

Masturile în formă de U au elementele componente realizate din profile (fig. 36.10). În figurile 36.9 și 36.10 se dau denumirile principalelor părți componente ale masturilor și substructurilor ; în figura 36.10, *b* sînt arătate fazele de ridicare ale unui mast. În tabelul 36.1 sînt arătate încărcările care acționează asupra unui mast.

În general masturile sînt calculate ca autoportante pentru forțe orizontale ; pentru anumite zone cu vînt foarte puternic se iau unele măsuri de ancorare cu cabluri la sol.

Turlele de foraj sînt structuri de formă tronconiramidală avînd secțiunea pătrată sau dreptunghiulară (fig. 36.9, *b*). Turlele de producție au înălțime și capacitate de ridicare la cîrlig mai mică decît turlele de foraj. Turlele sînt alcătuite din laminate ; uneori pot fi alcătuite din prăjini vechi dezafectate la care prinderea barelor se face cu bride, oțelurile din prăjini fiind greu sudabile.

Principalele performanțe în țară privind capacitățile de ridicare $Q_{max}$ și adîncimile de foraj sînt date în tabelul 36.2.

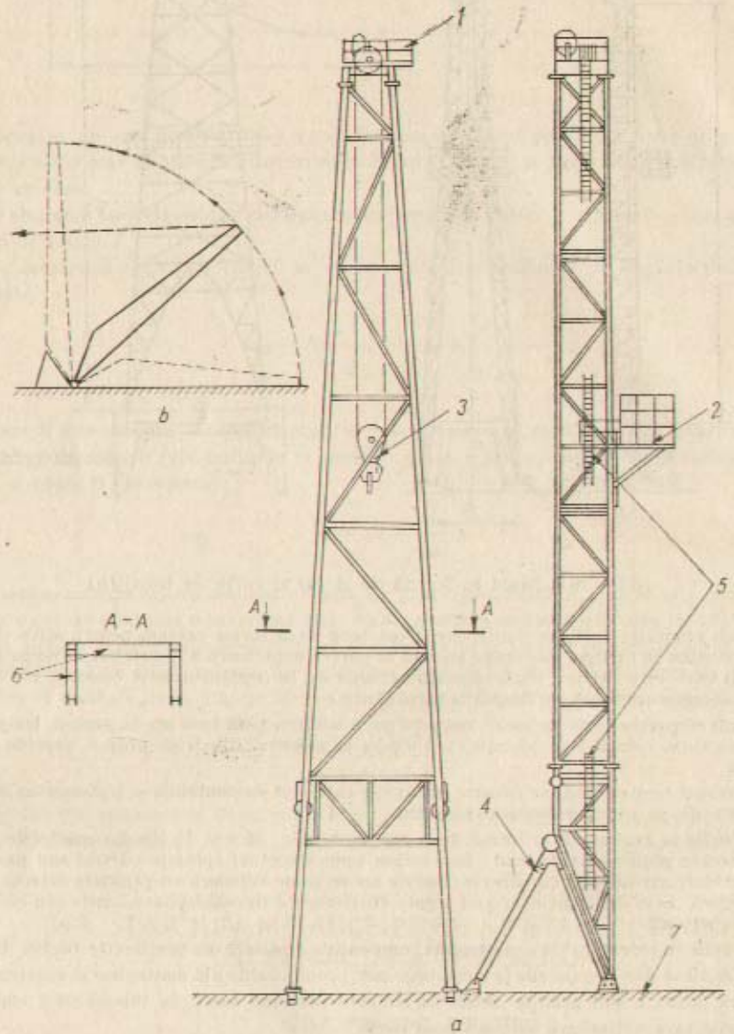



Fig. 36.10. Mast în formă de U :

*1* — coroană geamblac ; *2* — pod podar ; *3* — macara cirlig ; *4* — capră rezemare mast ; *5* — scară ; *6* — fețele zăbrelite ale mastului ; *7* — substructură.

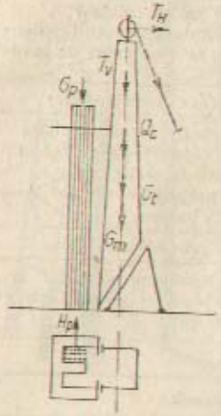




## I. METODA REZISTENȚELOR ADMISIBILE

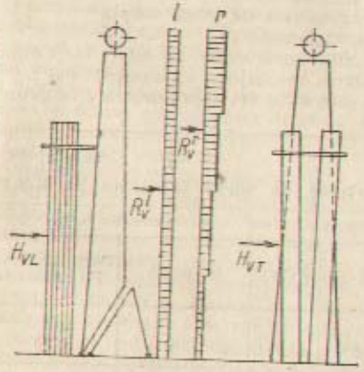
### a. *Gruparea fundamentală*

*Schema de încărcări*




$G_t$ — greutate proprie mast (turlă)
$G_p$ — greutate proprie pod podar
$G_m$ — greutate proprie macara — cirlig, cablu
$Q_c$ — sarcina maximă de lucru la cirlig
$T_V$, $T_H$ — componente ale cablului activ din greutatea proprie a macaralei cirlig, cablului și a sarcinii maxime de lucru la cirlig
$H_p$ componenta orizontală a greutății unei singure stive de prăjini depozitată la podul podar

### b. *Gruparea suplimentară*




$G_t$, $G_p$, $G_m$, $Q_c$, $T_H$, $T_V$, $H_p$ au valorile de la pct. a
$R_V$, $H_{VL}$, $H_{VT}$ — rezultante ale presiunii vîntului stării de lucru cu $v = 30$ km/oră pe corpul mastului și pe stivele de prăjini în sens longitudinal sau transversal instalației
$R_V^l$, $H_{VL}$, $H_{VT}$ — rezultante ale presiunii vîntului stării de repaus cu $v = 120$ km/oră pe corpul mastului și pe stivele de prăjini în sens longitudinal sau transversal instalației

Obs. Pentru turlele dinamice montate definitiv pe platforme de foraj marin deplasabile trebuie să se considere și solicitările dinamice datorate rulului și tangajului ce apar în timpul deplasării prin plutire pe apa mării

*Observație :* În conformitate cu normele române și străine, vîntul stării de lucru este constant pe înălțime, iar vîntul stării de repaus este variabil, valorile presiunii dinamice de bază crescînd în trepte, o dată cu înălțimea construcției.

### c. *Gruparea extraordinară*

În cadrul acestei grupări se verifică elementele solicitate în timpul manipulării, montajului, transportului și supraîncărcării uzinale de probă, verificare pentru care se admite o creștere cu circa 25% a rezistențelor admisibile.

*Tabelul 36.1 (continuare)*

| II. *METODA STĂRILOR LIMITĂ (propunere)* | |
|---|---|
| 1. Clasificarea acțiunilor care solicită turlele și masturile de foraj | |
| a. Acțiuni permanente | — Încărcări din greutatea proprie a tuturor elementelor și a mecanismelor în mișcare sau fixe suspendate în interiorul construcției (macara-cirlig, cablu de manevră etc.)<br>— Încărcări din cabluri provenite din greutatea macaralei-cirlig și a cablului de manevră |
| b. Acțiuni temporare | De lungă durată (cvasipermanente) |
| | — Sarcina maximă de lucru la cirlig<br>Încărcări din cabluri provenite din sarcina maximă de lucru la cirlig<br>— Încărcări din greutatea stivelor de prăjini la nivelul podului podar |
| | De scurtă durată (variabile) |
| | — Încărcări din acțiunea vîntului în stare de lucru sau de repaus pe corpul turlei (mastului) și a stivelor de prăjini |
| 2. Grupări de acțiuni | |
| a. Gruparea fundamentală | — acțiuni permanente<br>— acțiuni temporare de lungă durată (cvasipermanente)<br>— acțiuni temporare de scurtă durată (variabile) |
| b. Gruparea extraordinară | — acțiuni permanente<br>— acțiuni temporare de lungă durată (cvasipermanente)<br>— acțiuni din încărcările ce apar în timpul manipulării, montajului și transportului<br>— acțiuni provenite din supraîncărcare de probă uzinală |

*Tabelul 36.2*

**Caracteristicile principale ale masturilor și turlelor de foraj fabricate în R.S.R.**

| Denumirea | | Masturi de foraj tip A | | | | | Turle de foraj | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | MA-500 | MA-400 | MA-320 | MA-200 | MA-125 | T 800-55 | Turla dinamică TD 320-43 B |
| Sarcina max. statică la cirlig | tf | 500 | 400 | 320 | 200 | 125 | 800 | 320 |
| Număr de fire la macara | | 12 | 12 | 10 | 10 | 8 | 16 | 10 |
| Înălțime liberă, m | *A* | 44,0 | 44,0 | 44,0 | 41,8 | 40,10 | 56,5 | 44,0 |
| Deschidere bază, m | *B* | 10,5 | 10,5 | 10,5 | 9,00 | 8,70 | 12,5×14,5 | 9,15×13,7 |
| Deschidere vîrf, m | *C* | 1,4 | 1,4 | 1,4 | 1,3 | 1,10 | 3,0×5,0 | 2,75×7,4 |
| Adîncimea de foraj, m | | 10 000 | 8 000 | 7 000 | 5 000 | 4 000 | 14 000 | 8 000 |
| Viteza max. a vîntului pe mast și prăjini fără sarcină cirlig, km/h | | 120 | 160 | 160 | 120 | 120 | 160 | 130 |
| Greutatea informativă, tf | | 40,0 | 36,0 | 30,0 | 24,0 | 22,0 | 144,0 | 90,0 |

Pentru dimensiunile *A*, *B*, *C* vezi figura 36.9.



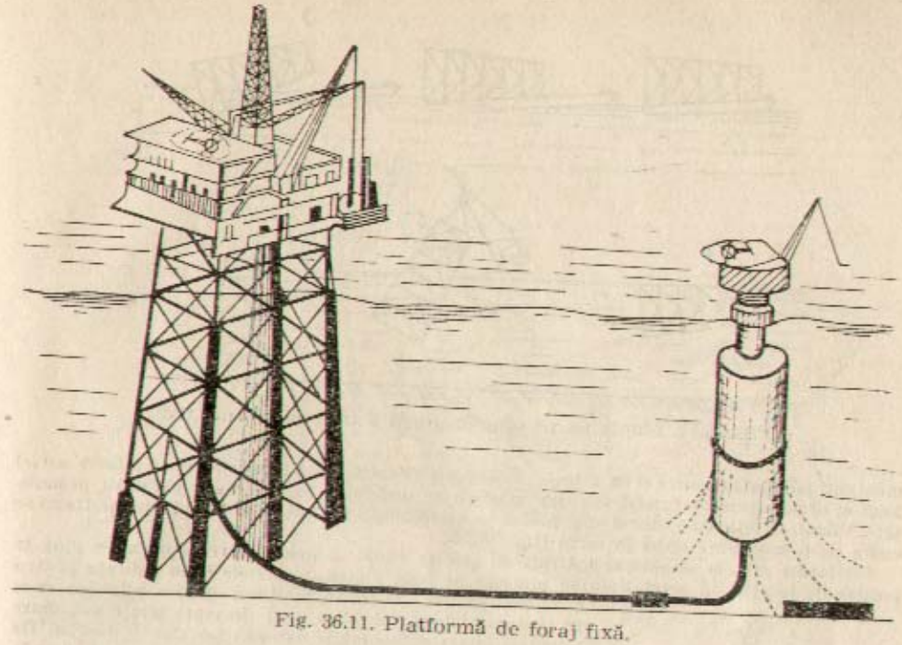


Fig. 36.11. Platformă de foraj fixă.

### 36.3.2. FORAJUL MARIN

Forajul sub apă denumit și foraj marin se realizează în general în apropierea coastelor, acolo unde adîncimea apei nu depășește 100 m. În principiu este realizat tot cu instalațiile clasice, de regulă cu turle de foraj cu secțiunea dreptunghiulară, plasate pe o platformă care poate fi fixă sau mobilă.

*Platforma fixă* este folosită acolo unde se conteză pe un zăcămînt care urmează a fi exploatat după terminarea operațiunilor de foraj, servind deci ca platformă de foraj și respectiv de producție. În acest sens instalațiile de foraj se demontează de pe platformă înlocuindu-se cu cele corespunzătoare extracției.

O platformă fixă este alcătuită dintr-o structură portantă denumită „jacket" care este realizată din bare cu secțiune tubulară cu prinderi directe prin sudură. Montanții pot fi verticali sau ușor înclinați spre exterior. Secțiunea montanților variază între 600 și 900 mm (putînd ajunge pînă la 1 400 mm), iar a zăbrelelor între 250 și 400 mm (putînd ajunge pînă la 550 mm). Înălțimea acestei structuri este astfel încît o dată așezată pe amplasament fața superioară este situată deasupra nivelului apelor maxime în perioada liniștită (fig. 36.11).

Platformele fixe se execută în șantiere navale sau în bazine speciale amenajate lîngă țărm. Transportul pe apă se face cu ajutorul unor vase speciale (barje), iar așezarea pe amplasament (în locație) se realizează umplînd în mod corespunzător cu apă montanții tubulari (fig. 36.12). Prin interiorul montanților se introduc piloți metalici tubulari, cu diametrul ceva mai mic decît al montanților, care sînt bătuți în terenul de sub apă cu ajutorul sonetelor.

După așezarea pe amplasament și baterea piloților se montează puntea propriu-zisă cu structură metalică care va susține turla de foraj cu motoarele respective de acționare, cabinele personalului de serviciu, o platformă pentru helicoptere etc. (fig. 36.13).

În afară de încărcările obișnuite din greutatea proprie a structurii metalice și a echipamentului de foraj trebuie luate în considerare:

— presiunea dinamică a vîntului care în condițiile specifice maritime variază în limitele $q_v = 1{,}0 \ldots 1{,}5$ kN/m²;

— acțiunea mării constînd din curenți, valuri, maree etc.; valorile încărcărilor se stabilesc prin norme specifice [S6], [S7], [S8], [S9].

*Platformele mobile* de tipul cel mai obișnuit sînt apte de a-și schimba amplasamentul în cazul cînd forajul nu a condus la atingerea unui zăcămînt. Ele constau dintr-o punte tratată sub forma de cocă a unei nave care reazemă pe piloni cilindrici sau de formă spațială rezultînd din trei

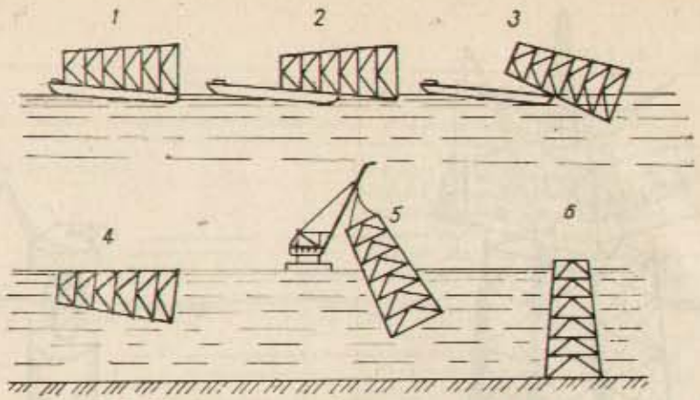



Fig. 36.12. Montarea pe amplasament a unei platforme fixe.

montanții solidarizați între ei cu zăbrele. Pilonii pot să culiseze în caje solidare cu puntea astfel încît ei se pot așeza pe fundul apei care poate avea denivelări mai mult sau mai puțin pronunțate. Pilonii se înfig cu ajutorul unui pinten în nămolul sau nisipul de pe fundul apei putîndu-se conta pe o încastrare slabă în teren (fig. 36.14).

Platforma mobilă se asamblează într-un șantier naval și apoi este trasă de nave pînă la poziția de locație. În acest timp ea plutește pe coca punții, picioarele fiind ridicate pentru a nu lovi fundul. Datorită înălțimii mari a pilonilor care în timpul transportului ies mult deasupra punții pot apare solicitări foarte defavorabile datorită forțelor de inerție. De aceea uneori se recurge la secționarea pilonilor pe durata transportului care apoi se înnădesc prin sudare la montaj.

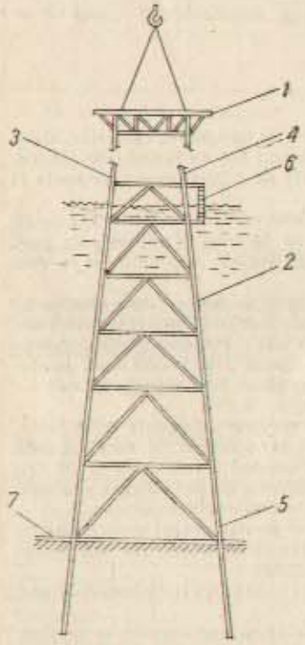



Fig. 36.13. Montarea punții unei platforme fixe:
1 — punte; 2 — jaket; 3 — legătură pilot jaket; 4 — pilot decupat după batere; 5 — pilot bătut în sol; 6 — acostament; 7 — fund marin.

Unele instalații sînt astfel realizate încît pot fi transformate în platforme fixe. În acest caz pilonii se sudează de punte.

În figurile 36.14 și 36.15 se dau detalii pentru alcătuirea structurii metalice a pilonilor și a elementelor de contravîntuire realizate din elemente tubulare cu secțiuni mari laminate sau realizate prin sudare pe generatoare. Nodurile sînt executate în uzină cu detensionări și controale nedistructive ale sudurilor. Asamblarea între noduri și barele propriu-zise se realizează pe șantierul de pe țărm și în bazinul menționat anterior.

Se folosesc oțeluri speciale cu granulație fină cu garanții de tenacitate la temperaturi joase. Se iau măsuri speciale de protecție anticorosivă prin folosirea de oțeluri speciale cu adaosuri prin protecții de suprafață adecvate sau prin protecție catodică.

În afară de verificările statice se efectuează și verificări de oboseală, fenomen care este influențat defavorabil și de coroziunea intercristalină care se dezvoltă în mediul marin.

## 36.4. STRUCTURI METALICE PENTRU UTILAJE DE RIDICAT ȘI TRANSPORT

### 36.4.1. MACARALE PORTAL

Structura de rezistență a macaralelor ridică probleme deosebite din punctul de vedere al alcătuirii și calculului. De regulă, ele se realizează sub forma unui cadru (fig. 36.16).



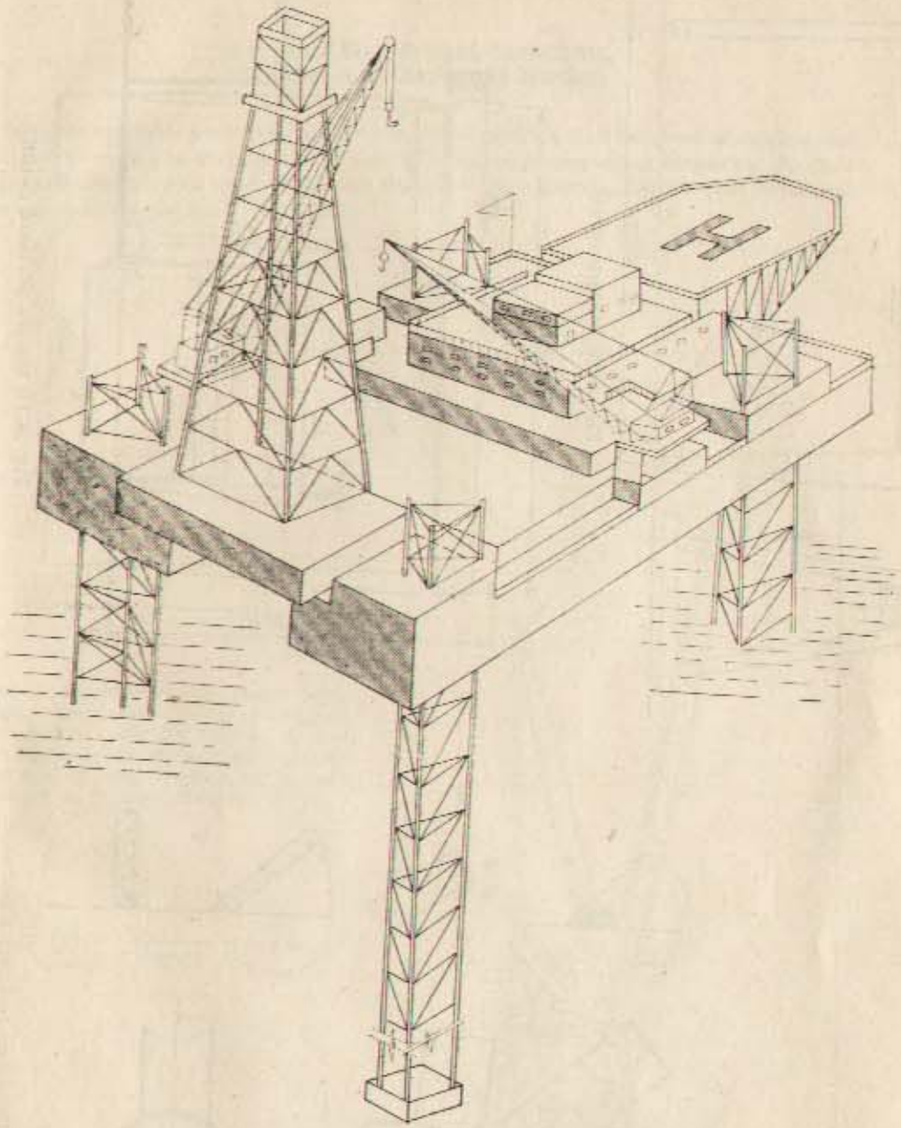


Fig. 36.14. Platforma de foraj mobilă (proiect IPCUP)

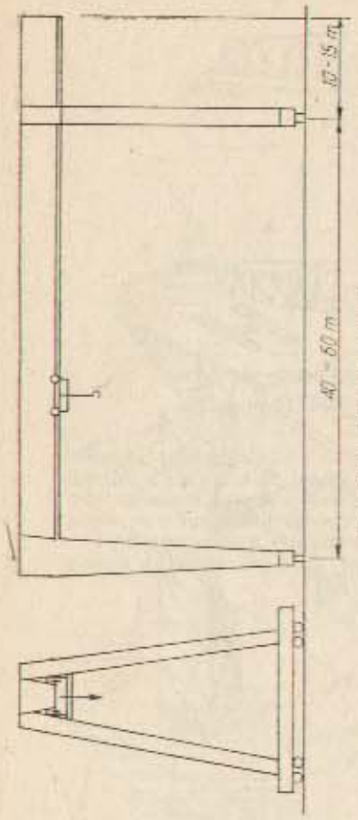



Fig. 36.16. Macara portal.

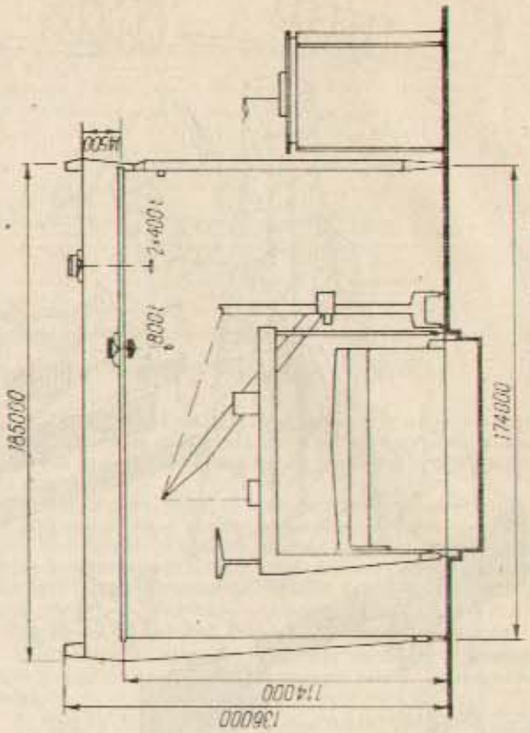



Fig. 36.17. Macara portuară (Suedia).

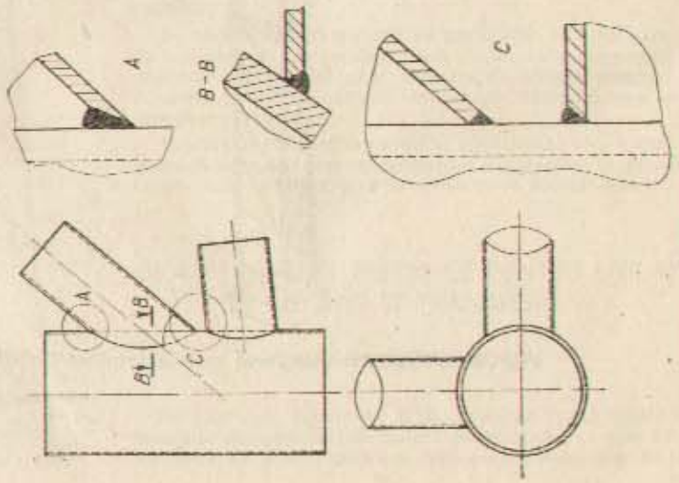



Fig. 36.15. Detalii de realizare a pilonilor.

Ansamblul picioarelor de pe una din părți este pendular sau legat articulat de grindă, astfel încît să nu apară forțe orizontale la nivelul șinei de rulare din încărcările verticale; aceste forțe ar împiedica practic rularea macaralei. Grinda, ca și picioarele sînt realizate în soluție chesonată. În figura 36.17 este prezentată o macara portuară de performanță deosebită din Suedia.

## 36.4.2. MACARA DE MARE CAPACITATE, AȘEZATĂ PE O STRUCTURĂ SUPORT

În figura 36.18 este prezentată soluția constructivă pentru a mări înălțimea de ridicat a unei macarale de mare capacitate de ridicat folosită la montajul unor utilaje industriale din țara noastră. În acest scop s-a creat o platformă metalică de 15 m înălțime, asigurîndu-se performanțele cerute la montaj (proiect ICPAIUC).

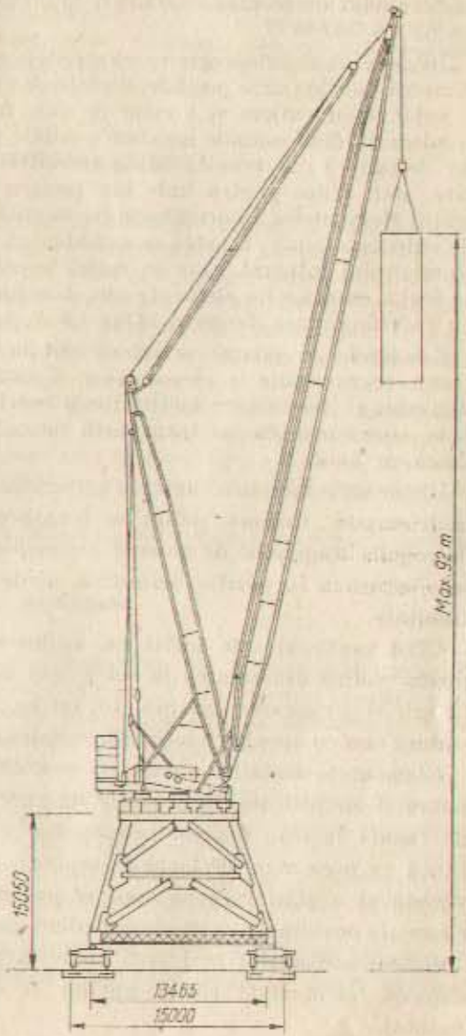



Fig. 36.18. Macara de mare capacitate amplasată pe o platformă metalică (cu braț de 73,15 m, la raza de lucru de 18 m, sarcină maximă 150 tf; cu braț de 91,5 m, la raza de 18 m, sarcina maximă 100 tf).

CAPITOLUL 37

# MONTAREA, ÎNTREȚINEREA ȘI CONSOLIDAREA CONSTRUCȚIILOR METALICE

## 37.1. MONTAREA STRUCTURILOR METALICE

Elementele structurilor metalice realizate în ateliere și întreprinderi specializate sînt transportate la șantier. Aici sînt asamblate și montate în poziția prevăzută în proiect.

Montarea elementelor de construcții metalice se realizează după anumite reguli care fixează toleranțele la montaj ale acestora și care sînt cuprinse în STAS 767/0-77.

În general se urmărește ca elementele metalice să fie executate în uzină la dimensiunile maxime posibile, dictate de gabaritele și capacitatea de transport a vehiculelor rutiere și a celor de cale ferată. Ca atare, unele elemente pot fi aduse la dimensiunile maxime posibile putînd fi așezate și prinse în poziția lor definitivă ; în această categorie intră panele, tronsoanele grinzilor de rulare, unii stîlpi pentru hale sau pentru alte structuri de susținere. Pentru restul elementelor se urmărește fragmentarea lor într-un număr cît mai redus de subansambluri ; acestea se asamblează de regulă la sol asigurînd alcătuirea elementului integral, care se ridică așezîndu-se în poziția lui din proiect și se leagă cu celelalte elemente ale structurii ; în această categorie intră stîlpii cu înălțime mare, fermele, stîlpi LEA, turle și masturi de foraj.

Condițiile de gabarit se referă atît la lungime, cît și la dimensiunile secțiunii transversale a elementelor. Construcțiile cu zăbrele plane de mari dimensiuni (fermele cu înălțimi mai mari de 3,50 m) sau elementele spațiale, cum sînt turnurile, se transportă descompuse și se asamblează pe șantier, bară cu bară.

Elementele metalice continue (grinzi de rulare, pane), stîlpi pentru structuri multietajate, turnuri, piloni se transportă în subansambluri corespunzînd de regulă lungimilor de gabarit ale mijloacelor de transport. Asamblarea lor se efectuează în poziția definitivă, unde se realizează și îmbinările de continuitate.

Cînd șantierul este utilat cu mijloace de ridicat de mare capacitate se poate realiza asamblarea la sol a mai multor tronsoane de grinzi de rulare (2 sau 3) și ridicarea ansamblului întreg ; astfel rămîn mai puține îmbinări cu sudură sau cu șuruburi de înaltă rezistență de realizat la înălțime.

Elementele metalice sosesc pe șantier marcate cu vopsea astfel încît să poată fi identificate cu desenele de execuție din proiect. Ele se depozitează de regulă într-un depozit intermediar creat lîngă calea de acces și la distanță nu prea mare de locul de montaj. De multe ori lîngă depozit este prevăzută și o platformă pe care se pot realiza asamblările parțiale ale unor elemente precum și eventuale remedieri ale unor elemente avariate la transport. În cazul șantierelor mai mici cu elemente mai puține se poate renunța la depozit, elementele sosite putînd fi depozitate temporar lîngă locul de montaj.



### 37.1.1. DEPOZITAREA

Depozitarea elementelor se face în funcție de forma și mărimea lor. Depozitul se amenajează sub forma unei platforme mai ridicată decît terenul înconjurător și prevăzută cu pante pentru a se asigura scurgerea apelor. Așezarea elementelor se face pe traverse de lemn sau grinzi de beton, evitîndu-se contactul cu solul. O serie de elemente cum sînt cele plane cu zăbrele se așază în poziție verticală. În depozit se prevăd spații de circulație și de manipulare, iar depozitul trebuie prevăzut cu utilaje de ridicare și de transport corespunzătoare. Un mijloc deosebit de eficace este macaraua portal (fig. 37.1) ; la depozite mai mici se pot folosi și automacarale.

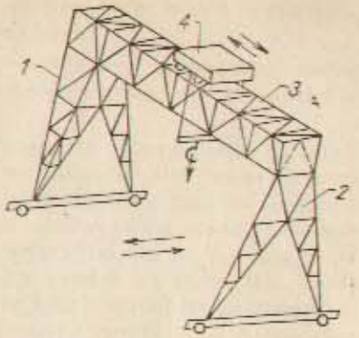



Fig. 37.1. Macara portal pentru depozite :
1 — picior rigid ; 2 — picior pendular ; 3 — grindă spațială ; 4 — cărucior.

### 37.1.2. ASAMBLAREA LA SOL

Asamblarea la sol se poate face pe o platformă orizontală bine nivelată sau pe dispozitive care asigură menținerea elementului în poziție verticală sau înclinată care permite un acces mai ușor și o execuție mai bună a diferitelor îmbinări care se execută pentru realizarea elementului în forma definitivă. Acolo unde este posibil se va evita întoarcerea elementului. În unele cazuri pentru realizarea unor suduri de bună calitate întoarcerea elementului nu poate fi evitată.

În ultima perioadă se extinde tot mai mult metoda asamblării la sol a unor ansambluri mari ; ca exemplu este cazul unor grinzi de rulare continue care se îmbină la sol pe două-trei tronsoane sau al unor ferme care se montează cu pane și contravîntuiri, cu luminatoare și chiar cu învelitoarea de tablă cutată (fig. 37.2).

Asamblarea la sol se efectuează în imediata apropiere a locului de montaj.

### 37.1.3. MONTAREA

Montajul trebuie efectuat într-o ordine care să asigure indeformabilitatea, stabilitatea și rezistența elementelor pe toată durata operațiunilor. Lucrările trebuie să se execute într-un ritm rapid care să blocheze pe o perioadă cît mai scurtă mijloacele de ridicat și transportat.

Montajul trebuie să asigure executarea lucrărilor în limitele toleranțelor prevăzute de normativele cu caracter general. În afară de aceasta, pentru anumite tipuri de construcții pot fi cerute prin condițiile tehnice ale proiectului și alte valori ale toleranțelor mai strînse, sau uneori chiar mai mari. Nerespectarea toleranțelor impune anumite deformări ale elementelor care pot fi inadmisibile fie sub aspectul exploatării, fie sub aspectul introducerii unor eforturi suplimentare.

De regulă soluțiile date elementelor permit ca în zonele de prindere să existe posibilitatea reglării elementelor prin prevederea de găuri ovalizate

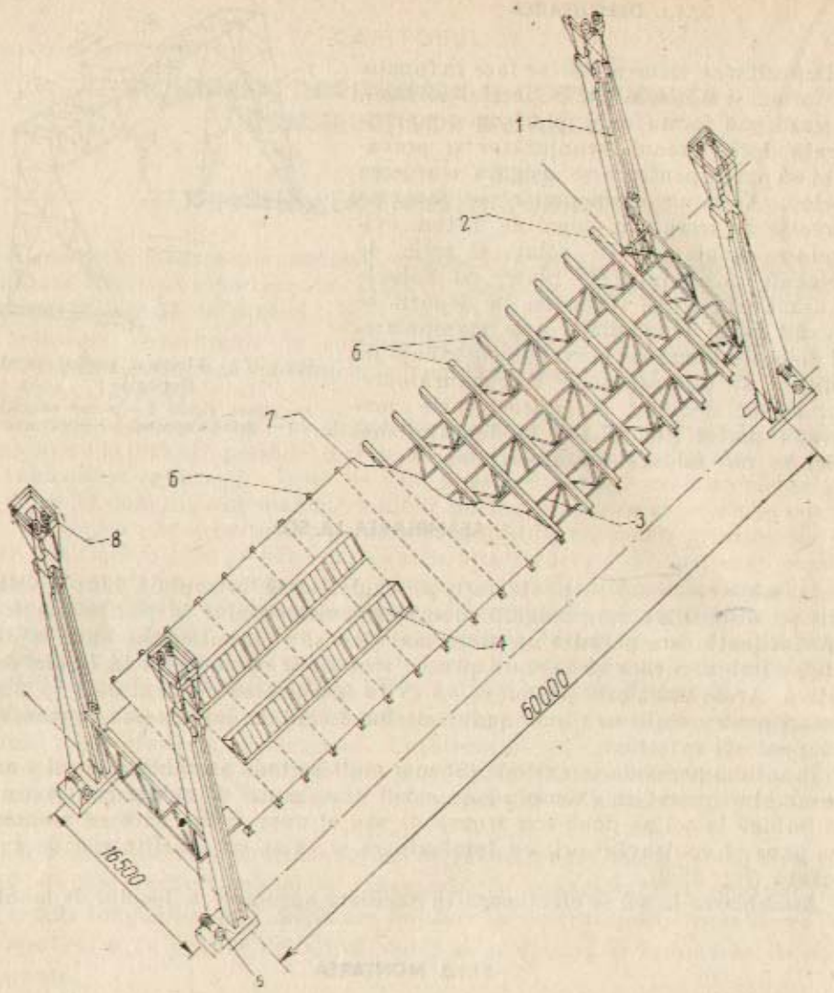



Fig. 37.2. Liftarea unui ansamblu de acoperiș de la un hangar de avioane (executant TCIAz — București).

*1* — stîlp I pentru glisare ; *2* — grindă jug (16,5 m) ; *3* — fermă metalică ; *4* — luminatoare ; *5* — troliu hidraulic ; *6* — pane metalice ; *7* — învelitoare din tablă cutată cu termo- și hidroizolație ; *8* — prelungitor palan de demultiplicare.

sau prin eclise sudate prin suprapunere. Astfel de cazuri se întîlnesc la prinderea fermelor de stîlpi și a grinzilor de rulare de platforme de rezemare și de partea superioară a stîlpului (v. cap. 21 și 22). În alte capitole (12, 15, 20 etc.) sînt de asemenea menționate măsurile care se iau pentru a asigura toleranțele corespunzătoare la montaj. Printre acestea este și preasamblarea elementelor componente la întreprinderea de execuție.

La structurile multietajate sau de tip turn preasamblarea stîlpilor se face în atelier folosindu-se eclisele puse provizoriu în șuruburi. Șuruburile trebuie să asigure rezistența și stabilitatea structurii în timpul montajului pînă se



execută sudarea ecliselor. La înnădirile cu șuruburi de înaltă rezistență eclisele cu șuruburi de montaj asigură preasamblarea.

*Utilajele și dispozitivele* pentru transportul și ridicarea elementelor metalice sînt asemănătoare cu cele folosite la montarea elementelor prefabricate din beton armat.

*Particularități ale montajului elementelor metalice.* Elementele metalice de tipul stîlpilor se montează de regulă pe fundații din beton armat. Buloanele de ancoraj se montează în fundații legate între ele cu bare metalice alcătuind o carcasă rigidă. Suprafața fundației se toarnă cu 5...10 cm mai jos decît nivelul definitiv. În acest mod, la montaj stîlpii se pot așeza pe calaje din plăcuțe metalice așezate la cele patru colțuri ale bazei (fig. 37.3) cu care se asigură așezarea și verticalitatea ; se face o strîngere provizorie a piuliților pentru a asigura stîlpul pînă la încheierea montajului. Asigurarea poziției corecte în plan a stîlpilor se realizează utilizînd stîlpi cu baze prevăzute cu traverse sau scaune (din profile sau table) care se sudează de bază după verificarea poziționării stîlpului (v. cap. 15 și 22). Dacă stîlpul se prinde direct (fig. 37.3) așezarea în poziție corectă se poate realiza prevăzînd găuri mai mari (sau ovalizate) în placa de bază care permit corectarea poziției buloanelor și deci a stîlpilor. După așezarea celorlalte elemente (ferme, grinzi de rulare) și verificarea axelor și a nivelurilor, se leagă definitiv între ele elementele metalice, se strîng definitiv buloanele și se execută subturnarea bazelor cu mortar de ciment cu nisip cu bobul mare. Dacă este necesară asigurarea stabilității în sens longitudinal șirului de stîlpi, pînă la încheierea montajului, stîlpii pot fi prevăzuți și cu portale montate provizoriu în șuruburi și ale căror prinderi sudate se definitivează în stadiul final.

Ridicarea elementelor care reazemă pe stîlpi se face de regulă în modul următor :

Grinzile de rulare se montează pe consolele sau platformele stîlpilor de care se prind provizoriu în șuruburi. La îmbinările cu șuruburi de înaltă rezistență se prevăd provizoriu șuruburi brute, care apoi (după alinierea căii) se înlocuiesc cu șuruburile de înaltă rezistență, după ce s-a asigurat pregătirea corespunzătoare a suprafețelor în contact.

Fermele se montează cu ajutorul unei macarale, prinderea realizîndu-se de regulă în cel puțin două puncte (fig. 37.4). Dacă rigiditatea fermei este prea mică în plan lateral se pot prevedea consolidări provizorii. În timpul ridicării, elementele metalice sînt ghidate de la sol de personalul tehnic și muncitori, cu ajutorul unor frînghii. Pe capetele stîlpilor, la reazemele grinzilor sau ale fermelor, se găsesc muncitori care asigură așezarea în poziția corespunzătoare, respectiv coincidența șuruburilor de montaj care se introduc imediat după așezarea grinzii ; pentru tragerea elementului care se montează se folosesc dornuri de centrare.

În cazul cînd se montează un bloc din două ferme cu pane și contravîntuiri, elementele mici care trebuie montate sînt în număr mai redus. În cazul cînd se montează ferme separat, este indicat ca montajul să înceapă de la unul din capetele halei, de la o travee prevăzută cu contravîntuiri transversale. După montarea primei ferme (care provizoriu se poate ancora cu cabluri la sol sau de alte elemente rigide), se montează ferma a doua și apoi panele aferente și contravîntuirea transversală. Se realizează o prindere provizorie cu șuruburi de montaj a elementelor, definitivarea prin sudură putîndu-se efectua mai tîrziu după definitivarea alinierii elementelor construcției. În continuare restul de ferme se leagă cu pane cu șuruburi de montaj de primul grup contravîntuit. Luminatoarele se așază ulterior pe construcție.

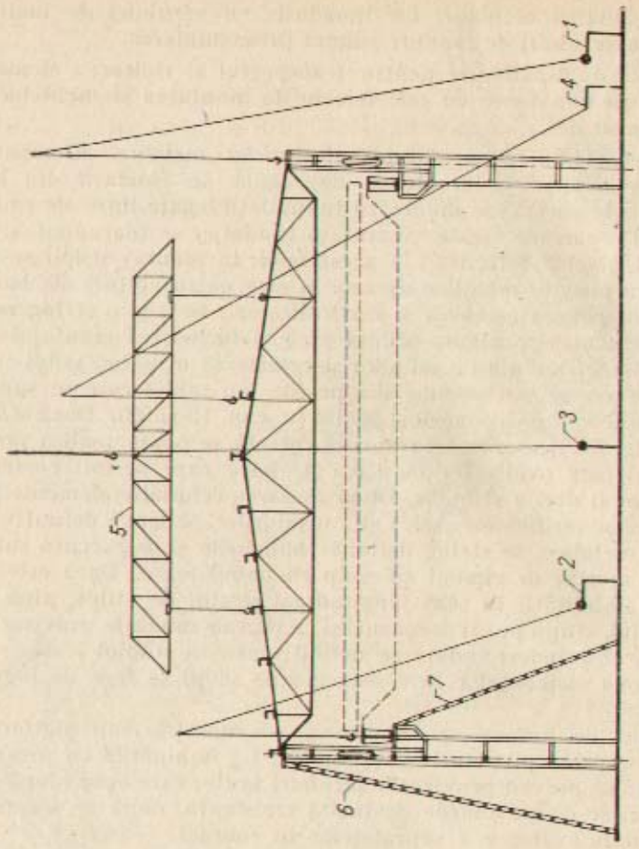


Fig. 37.4. Montarea principalelor elemente la o hală industrială ; poziția macaralei pentru montarea :

*1* — stîlpilor ; *2* — grinzilor de rulare ; *3* — fermelor ; *4* — panelor ; *5* — dispozitiv pentru montarea fermelor ; *6* și *7* — scări de acces pentru poziționarea și fixarea elementelor.

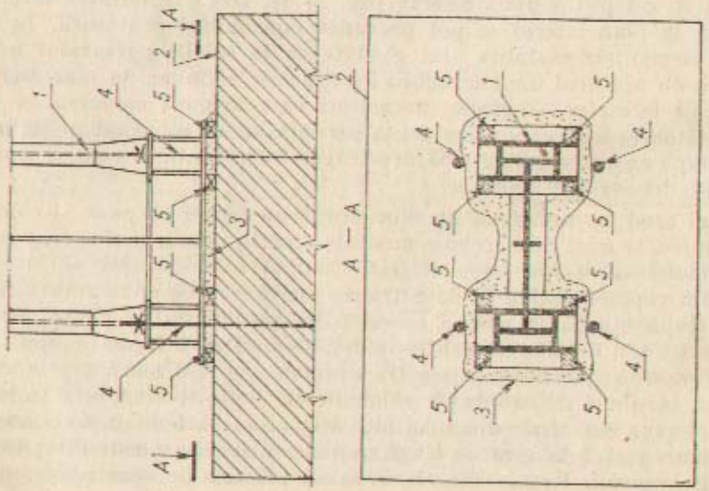


Fig. 37.3. Montarea și calarea stîlpilor pe fundație :

*1* — stîlp ; *2* — fundație ; *3* — mortar de pozâ (subturnat) ; *4* — buloane de ancorâj ; *5* — calaj (plăcuțe metalice).

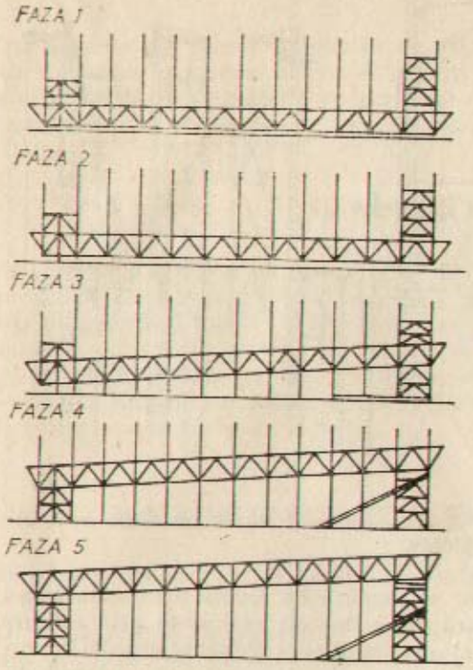



Fig. 37.5. Montarea unei structuri reticulate prin liftare.

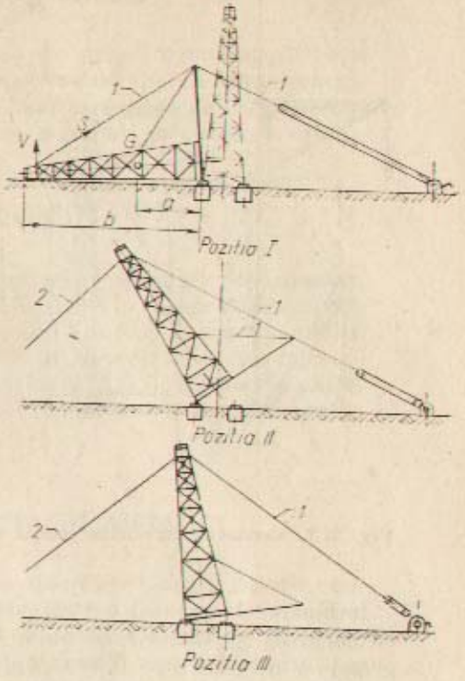



Fig. 37.6. Montarea stîlpilor LEA cu ajutorul troliilor :

*1* — cablu de ridicare ; *2* — cablu de ghidare.

Structurile reticulate pentru acoperișuri de mare deschidere se asamblează integral la sol și apoi se liftează pe stîlpii marginali (fig. 37.5).

Structurile în formă de turn (de exemplu stîlpii LEA) se pot realiza printr-o asamblare integrală la sol după care stîlpul este ridicat cu ajutorul a două turnuri de montaj sau este rotit în jurul unor articulații prevăzute la două din fundații (fig. 37.6). Turnurile de mare înălțime (televiziune, susțineri de utilaje) se montează de regulă bară cu bară, folosindu-se macarale și dispozitive fixate de construcția metalică deja montată (fig. 37.7, *a*). Pilonii ancorați care au secțiune constantă gabaritică sosesc asamblați din uzină pe tronsoane, care se ridică cu ajutorul unor macarale speciale cățărătoare (fig. 37.7, *b*).

În cazul cînd construcțiile în formă de turn montate bară cu bară au nodurile sudate, se prevăd prinderi provizorii de montaj cu șuruburi suficiente pentru a prelua eforturile care se pot dezvolta în construcție pînă în stadiul cînd acestea se definitivează prin sudură. Acest procedeu se aplică și la structurile multietajate (fig. 37.8).

Alte particularități apar la rezervoarele metalice. Acestea se pot monta virolă cu virolă sau pentru rezervoarele de capacități pînă la 10 000 m³ pot veni înfășurate în rulouri care se derulează pe șantier (fig. 31.5). Capacele se montează sub formă de elemente prefabricate (v. fig. 31.9 și 31.10). La rezervoare mari se folosesc instalații pentru executarea automată a sudurilor la pereții verticali [42].

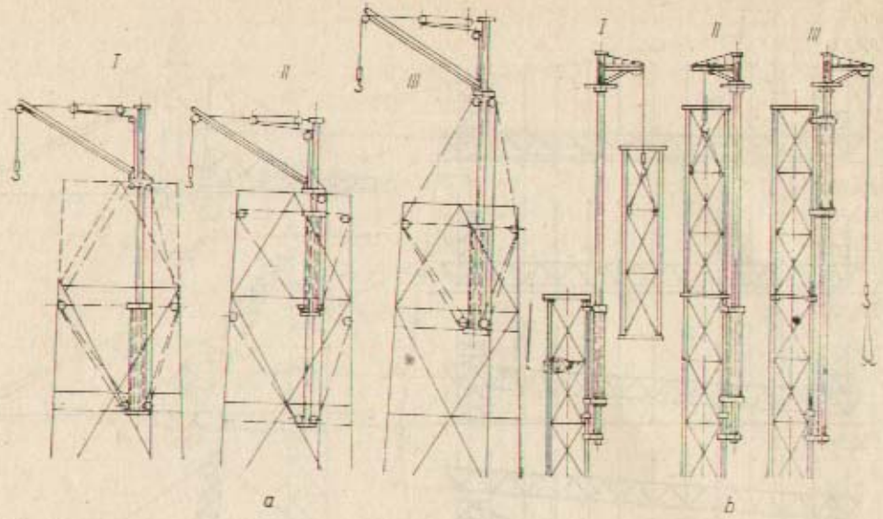



Fig. 37.7. Montarea turnurilor *(a)* și a pilonilor ancorați *(b)* cu macarale autoridicătoare.

Îmbinarea la montaj a elementelor se execută de regulă prin sudură sau cu șuruburi de înaltă rezistență. Cordoanele de colț executate prin eclisare permit acoperirea unor toleranțe de montaj mai mari. Pentru îmbinări importante se poate prevedea și sudarea cap la cap, dar în acest caz pentru realizarea toleranțelor în zona muchiilor prelucrate este necesară o preasamblare și prevederea corespunzătoare a unor eclise provizorii cu șuruburi care să mențină în poziția necesară elementele care se îmbină. La îmbinările sudate trebuie luate măsuri speciale de preîncălzire și adăpostire de curenții de aer în cazul execuției la temperaturi negative. Folosirea șuruburilor de înaltă rezistență elimină aceste inconveniente, realizînd îmbinări mai puțin sensibile la defecte, în special în cazul solicitărilor repetate care pot produce fenomene de oboseală, dar impun preasamblarea elementelor la uzinare.

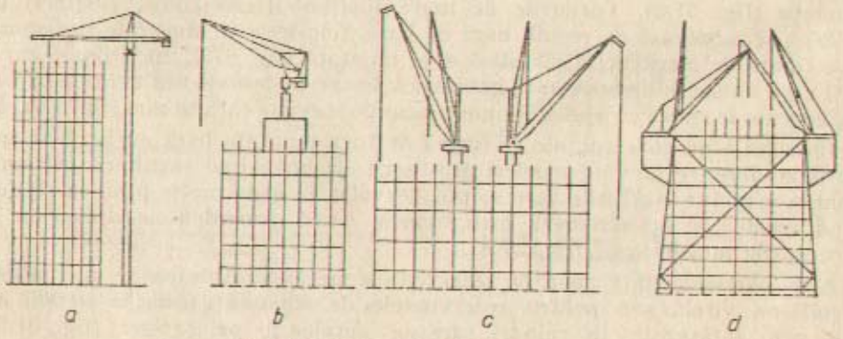



Fig. 37.8. Montajul clădirilor înalte :
a — cu macara turn amplasată în exteriorul clădirii ; b — cu macara turn amplasată în casa liftului ; c — cu macarale montate pe nucleul rigid din beton armat ; d — cu macarale autoridicătoare.



### 37.1.4. VOPSIREA CONSTRUCȚIILOR METALICE

După executare se reface stratul de vopsea de grund care asigură protecția anticorosivă și care a fost deteriorat prin sudare. Se chituiesc marginile eclisclor de la îmbinările cu șuruburi de înaltă rezistență. După aceste operații se aplică vopseaua pe bază de ulei cu pigmenți la culoarea dorită.

### 37.1.5. PROTECȚIA MUNCII

Asigurarea protecției muncii include atît măsurile obișnuite cuprinse în normativele oficiale referitoare la această problemă, cît și măsurile speciale legate de specificul lucrării respective. Acestea din urmă se dau prin condiții tehnice speciale în proiectul respectiv. Deosebit de important devine instructajul care trebuie făcut pentru ca echipele care lucrează și fiecare om în parte, să cunoască riscurile lucrărilor și regulile pe care trebuie să le respecte pentru a fi evitate accidentele de muncă.

## 37.2. ÎNTREȚINEREA CONSTRUCȚIILOR METALICE

Întreținerea construcțiilor metalice se face diferențiat după natura construcției.

O primă măsură o reprezintă vopsirea periodică a construcției metalice. Această vopsire se va aplica mai des la construcțiile care stau în mediu agresiv sau acolo unde există depuneri de praf industrial, care favorizează stagnarea apei pe suprafața elementelor.

O altă măsură de întreținere o constituie controlul periodic și general al elementelor metalice sub aspectul depistării unor avarii rezultate în urma exploatării. În această categorie pot intra deformările permanente (plastice) exagerate ale unor elemente sau ale unor părți din elemente rezultate din loviri cu obiecte grele și care ar putea să afecteze rezistența elementului sau chiar a construcției în ansamblul ei.

Se va urmări în special comportarea elementelor supuse la solicitări repetate unde pot apare fisuri din oboseală. În general acestea se dezvoltă lent, dar este bine să fie descoperite în timp util, luîndu-se măsurile de remediere corespunzătoare.

Prinderea șinelor de rulare constituie un loc unde este necesar un control permanent. Acolo unde este cazul șinele vor fi realiniate, iar șuruburile slăbite se vor strînge.

## 37.3. CONSOLIDAREA STRUCTURILOR METALICE

Necesitatea consolidării poate să apară ca urmare a unor defecte care nu pot fi remediate în alt mod sau datorită sporirii unor încărcări. Printre metodele de consolidare se pot distinge : întărirea secțiunilor ; descărcarea zonelor slabe prin preluarea încărcărilor prin alte mijloace, respectiv prin schimbarea sistemului static.

Întărirea secțiunilor se poate face fie pe elementul descărcat într-o anumită măsură, fie pe elementul încărcat. În cazul grinzilor de rulare (în special la grinzile continue) este posibil să se descarce grinda, iar la grinzile continue să se introducă eforturi de sens contrar. După aceasta este posibilă sudarea unor elemente de întărire corespunzătoare. Este necesar ca elementele de întărire sudate să fie astfel realizate încît să nu conducă la concentrări de tensiuni excesive care ar favoriza apariția fenomenului de oboseală. Este de preferat, dacă este posibil, folosirea șuruburilor de înaltă rezistență. La elemente cu solicitări statice permanente predominante se poate realiza o descărcare provizorie pînă la consolidarea prin sudare, sau la unele elemente cum sînt cele încovoiate sau întinse se poate folosi consolidarea sub sarcină (v. § 13.5).

*Descărcarea zonelor slabe* se poate realiza prin introducerea unor reazeme intermediare, prin realizarea de contrafișe, prin transformarea elementelor cu secțiune plină în elemente cu zăbrele etc. Se mai poate folosi de asemenea pretensionarea cu ajutorul unor cabluri sau bare rotunde (§ 13.6) sau pretensionarea prin transformarea elementului omogen încovoiat într-un element hibrid cu piese de adaos din oțeluri superioare (§ 13.5).

## BIBLIOGRAFIE


1. A.I.P.C. *Séminaire „Étude à la resistance post-critique des poutres à âme pleine et des poutres caissons".* Londres 1971.

2. A.I.P.C., C.E.C.M. *Colloque „La stabilité des éléments métalliques soumis à compression".* Paris 1972.

3. A.I.P.C. *Symposium: Nutzungsgerechtes Bauen im Stahl und Verbundbau.* Dresden 1975.

4. E.C.C.S.-C.E.C.M.: *Second Int. Coll. on Stability,* Tokio 1976. Preliminary Report.

5. European Convention for Constructional Steelwork (E.C.C.S.-C.E.C.M.), International Assoc. for Bridge and Structural Engineering (I.A.B.S.E.): *Stability of Steel Structures,* Second International Colloquium (1977), sess. Liège: Preliminary Report.

6. Idem: *Final Report.*

7. E.C.C.S.-C.E.C.M.: *Manual on the Stability of Steel Structures,* 1976.

8. E.C.C.S.-C.E.C.M.: *Recommendations for Steel Constructions,* 1976.

9. Hungarian Academy of Sciences: *Regional Colloquium on Stability of Steel Structures.* Budapest, 1977. Proceedings.

10. Idem: *Final Report.*

11. Idem: *Summary* (Authors: Halász, O. Iványi, M.).

12. Structural Stability Research Council (S.S.R.C.): *The Third International Colloquium on Stability.* Session Timisoara, Romania 1982. Proceedings.

13. I.I.W. (Intern. Institute of Welding) — *Casebook on Brittle Fracture.*

14. I.I.W.: *Documentele Comisiilor X, XIII și XV.*

15. I.I.W.: *Calculation Formulae for Welded Connections subject to Static Loads.* Welding in the World, V 2, 169—181.

16. Arribert, J. M. — Machaly, E. S.: *Comportement à la rupture d'assemblages excentriques par boulons à haute résistance.* Construction Métallique 3/74.

17. Avram, C., Bota, V.: *Structuri compuse oțel-beton și beton precomprimat, beton armat.* Ed. tehnică 1975, București.

18. Basler, K., Thürlimann, B.: *Strength of Plate Girders in Bending.* Journal of Struct. Div. August/1961.

19. Basler, K.: *Strength of Plate Girders in Shear.* Journal of Struct. Div. October/1961.

20. Baus, R., Chapeau, W.: *Application du soudage aux constructions.* Ed. Eyrolles 1980.

21. Beer, H., Schulz, G.: *Die Traglast des planmässig mittig gedrückten Stabs mit Imperfektionen.* VDI Zeitschrift 21, 23 și 24/1969.

22. Belenia, E. I. și alții: *Stalnie konstrukții.* Izdat. Lit. Stroit Moskva 1976.

23. Brozzetti, J., Tall, L.: *Recherches quant au comportement des poteaux réconstitués soudés aux USA.* Construction Métallique 2/1970.

24. Büttner, O., Steuker, H.: *Metalleichtbauten.* Band 1. Ebene Raumstabwerke, VEB, Verlag für Bauwesen. Berlin 1971.

25. Brodka, J., Lubinski, M.: *Construcții metalice ușoare* (traducere din limba polonă). Ed. tehnică 1975.

26. Bürgermeister, G., Steup, H., Kretzschmar, H.: *Stabilitätstheorie.* Band I și II. Berlin, Akademie Verlag, 1959—1961.

27. Bornscheuer F. W.: *Buckling of shells,* Ref. 6 p. 351.

28. Carpena, A.: *Ricerche e risultati della C.E.C.M.* Costruzioni Metalliche 4/1977.

29. Csellár, O., Halász, O., Réti, V.: *Vékonyfalu acélszerkezetek*. Műszaki Könyvkiadó Budapest 1965.
30. Caracostea, A. D.: *Manual pentru calculul construcțiilor*. Vol. I, Ed. tehnică București, 1977.
31. Cheșa, I., Teodorescu, M., Lașcu, S., Nedelcu, C.: *Alegerea și utilizarea oțelurilor*. Ed. tehnică, București 1983.
32. Demol, L., Viatour, G., Lambert, J. C.: *Les assemblages par boulons H.R.* CRIF Bruxelles, 1974.
33. Dieter, G. E.: *Metalurgie mecanică* (traducere din limba engleză). Ed. tehnică București, 1970.
34. Douwen, A. A. van: *Design for economy in bolted and welded connections*. Proceedings of intern. conf.: Joints in structural steelwork. Cleveland, 1981.
35. Douwen A. A. van, Gresnigt, A. M., Stark, J. W. B.: *Plastic design of buried steel pipelines*. Report B.I. 74–67, Delft, 1979.
36. Dubas, R.: *Plate and box girders* (ref. 7, p. 156 and p. 201).
37. Dubas, R.: *Reflexions sur certains problèmes de sécurité et de stabilité en construction métallique*. Mémoires C.E.R.E.S. Liège, 1979.
38. Dalban, C., Chesaru, E. u.a.: *Das Verhalten und die Berechnung der durchlaufenden Wabenträger im elasto-plastischen Bereich*. Stahlbautagung Dresden (1967). Wiss. Z., Techn. Univ. Dresden 17 (1968) H. 2, pag. 381 și Rev. Construcțiilor 5–6/1966.
39. Dalban, C., Ieremia, M.: *Cercetări experimentale asupra comportării în domeniul elasto-plastic a unor colțuri de cadre metalice sudate*. Bul. I.C.B. nr. 4/1969.
40. Dalban, C.: *Tests on bent members consolidated under loads*. Doc. XV 298-70 I.I.W., Welding in the World 1/2 1971 și Rev. Construcțiilor 3/71.
41. Dalban, C.: *Curs de Construcții metalice pentru utilaje de construcții*. Ed. Didactică și Pedagogică, București 1961.
42. Dalban, C., Juncan, N., Varga, Al.: Construcții Metalice, Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1976.
43. Dalban, C., Dima, S.: *Some remarks on beam-column design formulae* (ref. 6, page 217).
44. Dalban, C., Diacu, I., Varga, Al., Dima, S.: *Remarks on E.C.C.S. Recand on the Draft of C.M.E.A. Spec.* (ref. 10, page 13).
45. Dalban, C., Diacu, I., Manea, Gh., Varga, Al., Negrei I., Dima, S.: *Construcții Metalice: Îndrumări și exemple de calcul*. Editat I.C.B., 1981.
46. Dalban, C., Diacu, I.: *Aspects on the Design Specifications for homogenous or hybrid slender web steel girders* (ref. 12).
47. Diacu, I.: *Standard members performed of two or several steel grades*. Works for doctor degree thesis.
48. Diacu, I.: *Efficient steel girders*. The 2-nd Metal Construction Conference, Timișoara, Romania, 1979.
49. Dowling, P. J. et a.: *Experimental and Predicted Collapse Behaviour of Rectangular Steel Box Girders* (ref. 1).
50. Djubek, J.: *The buckling of thin-walled beam alternately supported in two planes* (ref. 6, p. 267).
51. Esslinger, M., Geier, B.: *Post-buckling Behaviour of Structures*. I.S.M. Courses and Lectures nr. 236. Springer Verlag 1975.
52. Ferjencik, P., Tohacek, M.: *Die Vorspannung im Stahlbau*. Verlag Wilhelm Ernst u. Sohn, Berlin-München-Düsseldorf, 1975.
53. Forman, S. E., Hutchinson, I. W.: *Bucling of Reticulated Shell Structures*. International Journal of Solids and Structures, vol. 6, 1970.
54. Finzi, L.: *Built-up Members* (ref. 6, p. 67).
55. Galambos, T.: *Load and Resistance Factor Design*. Engineering Journal A.I.S.C., Third Quarter 1981.
56. Gurney, T. R.: *Fatigue of Welded Structures*. Cambridge at the University Press, 1968.
57. Georgescu, Dr.: *Construcții cu structură metalică*. Editat I.C.B., 1971.
58. Gheorghiu, Al.: *Concepții moderne în calculul structurilor*. Ed. tehnică, București, 1975.
59. Ghiocel, D., Lungu, D.: *Wind, Snow and Temperature Effects on Structures Based on Probability*. Abacus Press, Tunbridge Wells, Kent, 1975.
60. Gioncu, V., Ivan, M.: *Instabilitatea structurilor din plăci curbe subțiri*. Ed. Academiei R.S.R. 1978.
61. Hall, W. J., Kihara, H., Soete, W., Wells, A. A.: *Brittle Fracture of Welded Plate*. Prentice Hall Inc. London 1967.
62. Hart, F. ș.a.: *Stahlbauatlas*. Geschossbauten, München 1974.



63. Hagiescu, S.: *Calculul de ordinul doi al fermelor plane din cabluri*. Teză de doctorat 1974. INCERC București.
64. Hagiescu, S.: *Bemerekungen über die geometrische Gestaltung von Seilwerken. Weitgespannte Flächentragwerke*. Stuttgart 1976.
65. Hagiescu , S.: *Optimisation of cable net roof structures*. Int. Conf. on Lightweight Shells and Space Structures for Normal and Seismic Zones. Alma Ata, U.S.S.R., september 13–15, 1977.
66. Ifrim, M.: *Analiza dinamică a structurilor și ingineria seismică*. Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1973.
67. Johnston, B. G. (editor) and al.: *Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures*. J. Wiley Sons, New York 1976.
68. Janns, L.: *Composite Steel-concrete Members*. General Report and Conclusions (ref. 6, p. 83 and p. 99).
69. Juncan, N., Gogu, M.: *Consolidarea grinzilor metalice cu elemente de pretensionare*. A III-a Conferință Construcții Metalice, Timișoara, 1982.
70. Juncan, N., Gogu, M.: *Starea de tensiune a grinzilor metalice pretensionate în zona de ancorare*. Idem, Timișoara 1982.
71. Kato, B., Akiyama, H.: *Lateral Buckling of Beams under Practical Loadings and Restraints* (ref. 4, p. 41 and ref. 5, p. 203).
72. Köber, H.: *Efectul grinzilor de frînare în comportarea spațială a halelor parter*. Teză de doctorat, București 1980.
73. Lindner, J. et al.: *Laterally Supported and Unsupported Beams* (ref. 7, p. 127 and ref. 6, p. 103).
74. Massonnet, Ch., Maquoi, R.: *New Theory and Tests on the Ultimate Strength of Stiffened Box Girders* (ref. 1).
75. Massonnet, Ch.: *Forty Years on Research on Beam-Column in Steel*. S.M. Archives (1976), Leyden, The Netherlands.
76. Massonnet, Ch., Save, M.: *Calcul plastique des constructions*. Vol. I, 3-ème ed. 1977, Ed. Nelissen B. — B.4900 Angleur (Liège).
77. Maquoi, R., Rondal, J.: *Mise en equation des nouvelles courbes européennes de flambement*. Construction métallique 1/78.
78. Mazzolani, F. A.: *L'evoluzione del concetto di carico critico*. Construzzioni metelliche 4/1977.
79. Melnicov, N. (sub redacția): *Spravocinik proektirovscica*. Metaliceskie Konstruktții promîșlennih zdanii i soorujenii. Moskva 1980.
80. Mateescu, D., Roșu, D., Caraba, I.: *Construcții metalice, exemple de calcul*. Ed. Didactică și Pedagogică, 1972.
81. Mateescu, D.: *Construcții metalice speciale*. Ed. tehnică, București 1962.
82. Mateescu, D., Caraba, I.: *Calculul și proiectarea elementelor din oțel*. Ed. tehnică, București, 1979.
83. Mateescu, D., Appeltauer, I., Cuteanu, E.: *Stabilitatea la compresiune a structurilor din oțel*. Ed. Academiei R.S.R., 1980.
84. Mateescu, D., Mercea, G.: *Un nouveau type de poutres ajourées*. Construction Métallique, 3/1981.
85. Mazilu, P.: *Rezistența materialelor*. Editat I.C.B. 1974.
86. Mazilu, P., Topa, N., Ieremia, M.: *Teoria și calculul plăcilor ortotrope*. Ed. tehnică, București 1983.
87. Micloși, V. ș.a.: *Bazele proceselor de sudare*. Ed. Didactică și Pedagogică, 1982.
88. Mocanu, D. R.: *Încercarea materialelor* (vol. I). Ed. tehnică, București 1982.
89. Nethercot, D. T.: *Use of a „modified slenderness" in the design of laterally unsupported beams* (ref. 5, p. 197).
90. Oxfort, J.: *Zum Stabilitätsverhalten von Trägern in Stahlhochbau*. DASt-Berichtsheft 4.1977.
91. Olariu, M. N.: *Rezervoare metalice de mare capacitate. Alegerea dimensiunilor optime*. Teză de doctorat, București, 1981.
92. Petersen, Chr.: *Statik und Stabilität der Baukonstruktionen*. Verlag Vieweg u. Sohn. Braunschweig- Wiesbaden, 1980.
93. Plumier, A.: *Relation entre les paramètres de sondage d'une colonne et sa charge de flambement*. Thèse de doctorat. Université de Liège, 1980.
94. Porter, D. M., Rockey, K. C., Evans, H. R.: *The Collapse Behaviour of Plate Girders Loaded in Shear*. The Struct. Engineer nr. 8/1975.
95. Popescu, V., Dalban, C.: *Résultats d'essais sur des assemblages avec des soudures d'angle* (Doc. XV, 258-68, de l'Institut International de la Soudure).

96. Popescu, V.: *Construcții metalice* (ed. III). Ed. tehnică, București, 1975.
97. Popescu, V., Georgescu, Dr.: *Comportarea spațială a halelor industriale cu structură metalică*. Ed. tehnică 1972, București.
98. Pătrinichе, N., Siminea, P., Ghesaru, E.: *Construcții metalice*. Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1982.
99. Pătrinichе, N., Varga, Al., Manea, Gh.: *Construcții industriale*. Editat I.C.B., 1981.
100. Rühle, H., Ackermann, G. și alții: *Räumliche Dachtragwerke*. Konstruktion und Ausführung. VEB Verlag für Bauwesen, Berlin 1970.
101. Rhodes, J., Harvey, J. H.: *Examination of Plate Postbuckling Behaviour*. Journal of Eng. Mech. Div. 1977, E.M. 3.
102. Roik, K., Carl, J., Lindner, J.: *Biegetorsionsprobleme dünnwandiger gerader Stäbe*. Verlag W. Ernst u. Sohn, 1972.
103. Ruscă, C., Georgescu, D.: *Calculul static al halelor industriale*. Ed. tehnică, București, 1980.
104. Stüssi, F., Dubas, P.: *Grundlagen des Stahlbaues*. Springer Verlag, Heidelberg 1971.
105. Stahlbau. *Ein Handbuch für Studium und Praxis*. Band I u. II. Deutsches Stahlbau Verband, 1971—1973.
106. *Stahl im Hochbau*. Verlag Stahleisen GMBH, Düsseldorf 1967.
107. Schulz, G.: *The Role of Multiple Column Curves in the E.C.C.S. Design* (ref. 9, p. 75 and ref. 6, p. 45).
108. Sfintescu, D.: *Fondement expérimental des courbes européennes de flambement*. Construction Métallique 3/1970.
109. Steinhardt, O., Schulz, U.: *Zum Beulverhalten von Kreiszylinderschalen*. Schw. Bauzeitung 89 (1971), S 1 14.
110. Strating, J.: *Beam Columns* (ref. 7, p. 214).
111. Strating, J.: *Fatigue and Stochasting Loadings*. Stevin Laboratory Department of Civil Engineering. Delft University of Technology.
112. Skaloud, M., Rockey, K.: *The Ultimate Load Behaviour of Plate Girder Loaded in Shear* (ref. 1).
113. Siminea, P., Negrei, L.: *Construcții metalice. Calcul prin metoda stărilor limită*. Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1982.
114. Soare, M. V., Cetățeanu, S.: *Studii INCERC privind rețelele reticulare plane din metal*. Sesiunea științifică jubiliară 1971, București.
115. Sălăgean, Tr.: *Oțeluri pentru structuri sudate*. Ed. Facla, Timișoara, 1974.
116. Șerbescu, C.: *Construcții metalice*. Ed. I. P. Iași, 1982.
117. Șerbescu, C., Țăranu, N., Pașcanu, V., Axinte, E., Străteanu, P.: *Hale industriale cu structură metalică*. Ed. I. P. Iași, 1982.
118. Thimoshenco, S., Gere, J.: *Theory of elastic stability* (2-nd ed.). Mc. Graw-Hill Book Comp. Inc., N.Y. 1961.
119. Tebedge, N., Tall, L.: *Contraintes résiduelles dans les profiles en acier*. Synthèse des valeurs mesurées. Construction Métallique 2/1974.
120. Teodorescu, M.: *Studiul influenței stării de tensiune și a vitezei de deformare asupra tendinței de rupere fragilă a oțelurilor*. Teză de doctorat, 1974.
121. Tall, L. (editor) and al.: *Structural Steel Design* (ed. II). The Ronald Press Company. New York, 1974.
122. Toader, I. H.: *Probleme privind calculul înveliturilor alcătuite din structuri reticulate*. Teză de doctorat, Cluj-Napoca, 1981.
123. Toader, I. H., Juncan, N., Ille, V.: *Aspecte privind calculul și rezolvarea unor înveliori reticulate*. Bul. științific al Institutului de Construcții București, 3—4/1978.
124. Uhlmann, W.: *Some problems concerning design recommendations for centrally compressed built-up members* (ref. 5, pp. 121).
125. Vandepitte, D.: *Shells*. General Report and Conclusions (ref. 6, p. 319 și p. 357).
126. Vlasov, V. Z.: *Dünnwandige elastische Stäbe* (I, II). VEB Verlag für Bauwesen. Berlin 1964.
127. Vallinat, G.: *Steifenlose Konstruktionen im Stahlhochbau*. Deutsche Stahlbautagung 1976.
128. Vogel, Tr.: *The Design Concept of the New German Stability Code for Steel Structures* (ref. 6, p. 19).
129. Wright, D. T.: *Membrane Forces and Buckling in Reticulated Shells*. Journal of the Structural Division A.S.C.E. St. 1, February 1965.
130. Wright, D. T.: *Continuous Analysis for Double Layer Space Frame Shells*. Mémoires de l'Association Internationale des Ponts et Charpentes, vol. 26/1966.



131. Wittevеen, J.: *Beam-Columns. Document E.C.C.S.* Commitee 5. Plasticity (ref. 7, p. 220).
132. Wardenier, J.: *Geschweisste Fachwerkträger. Anschlüsse bei Hohlprofilen*. Acier-Stahl-Steel/1978, p. 29—33.
133. Young, B. W., Schulz, G. W.: *Mechanical Properties and Residual Stresses* (ref. 7, p. 31).
134. A.I.S.C. *Stability of Metal Structures*. A. World View 1982.
135. *International Colloquim on Stability of Metal Structures*. Reports: A. Sess. Toronto (mai 1983), B. Sess Paris (nov. 1983).

## STANDARDE ȘI NORME TEHNICE

S 1. — American Institute of Steel Construction (AISC): *Specification for the Design, Fabrication and Erection of Structural Steel for Buildings*. 1978 Edition.
S 2. — American Petroleum Institute (API): *Welded Steel Tanks for Oil Storage*. 1978.
S 3. — Idem: *Recommended Rules for Design and Construction of Large Welded Low Pressure Storage Tanks*.
S 4. — American Welding Society, Inc.: (AWS) D 1 72 and revised 1-73 *Structural Welding Code*.
S 5. — American Iron and Steel Institute (AISI): *Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members*. 1980 Edition.
S 6. — American Petroleum Institute (API): *Recommended practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Off-Shore Platforms*. API RP-2A-1980.
S 7. — API: *Specifications for Drilling and Well Servicing Structures*. API Spec. 4E — 1974.
S 8. — American Bureau of Shipping: *Rules for Building and Classing Off-Shore Mobile Drilling Structure Units*. 1968.
S 9. — Det Norske Veritas: *Rules for the Design, Construction and Inspection of Off-Shore Structures*. 1977.
S 10. — British Standard Institution (BS 449-1970): *The Use of Structural Steel in Building*.
S 11. — Idem. Addendum to BS 449-1970: *Specification to the Use of Cold-Formed Steel Sections in Building*.
S 12. — ITBTB — CTICM (France): *Règles de calcul des constructions en acier (CM 1966)*.
S 13. — CTICM: *Recommandations pour le calcul en plasticité des constructions en acier (France)*. 1975.
S 14. — Association française de normalisation (AFNOR): P22 250 et NF P22 252: *Assemblages soudés de profils creux circulaires avec découpes d'intersection*.
S 15. — Idem — NFA 36-010 (1980): *Choix des qualités d'aciers pour des constructions métalliques ou chaudronnée vis-à-vis du risque de rupture fragile*.
S 16. — +++ NBN B51-001 (Belgique): *Charpentes en acier*. 1977.
S 17. — +++NEN 3851 (Netherlands) — TGB 1972 Steel: *Regulations for the Calculation of Building Structures* (1974).
S 18. — DIN 1050: *Stahl im Hochbau*.
S 19. — DIN 4114 (Bd. 1, Bd. 2): *Stabilitätsfälle (Knickung, Kippung, Beulung)*.
S 20. — DIN 18800 (Teil 1): *Allgemeine Entwurfsgrundlagen (Entwurf)*.
S 21. — DIN 18800 (Teil 2): *Stabilitätsfälle im Stahlbau: Knicken von Stäben und Stabwecken (Entwurf)*.
S 22. — DIN 1000: *Geschweisste Stahlbauten mit vorwiegend ruhender Belastung*.
S 23. — DIN 4131: *Antennentragwerke aus Stahl*.
S 24. — DIN 4132: *Kranbahnen. Stahltragwerke*.
S 25. — DIN 4133: *Schornsteine aus Stahl*.
S 26. — DIN 15018: *Krane. Grundsätze für Stahltragwerke. Berechnung*.
S 27. — DASt — Richtlinie 009: *Empfehlungen zur Wahl der Stahlgütegruppen für geschweisste Stahlbauten*.
S 28. — DASt — Richtlinie 010: *Anwendung hochfester Schrauben im Stahlbau* (H.F.V. 1974).
S 29. — DASt — Richtlinie 012: *Stabilitätsfälle im Stahlbau; Beulen von Platten*.
S 30. — Schweizerische Ing. Archit. Verein (SIA) Die Norm SIA 161 (1979) *Stahlbauten*.
S 31. — *** SNiP II-23-81: *Stalnie Konstrukții (Steel Structures) Design Specifications*. Moscow 1982.
S 32. — *** CSN 731401: *Steel Structures Design Specifications*. Prague 1976.
S 33. — *** TGl. 13503-72 (R.D.G.) (Blatt 1, Blatt 2): *Stahlbau-Stabilitätsfälle (Knickung, Kippung, Beulung)*.
S 34. — *** MSz 15024/1 — 1975 (R. P. Ungaria): *Steel Structures Design Specifications*.
S 35. — ICCPDC (ICB-INCERC) P 108-80-(1980): *Design Specifications for Slender Web Plate Steel Girder, Homogenous or Hybrid*. Bucharest 1980.

S 36. — ICCPDC (ICB-INCERC-Lab. Centr. MCInd) — C 133-82: *Instrucțiuni tehnice privind îmbinarea elementelor de construcții metalice cu șuruburi de înaltă rezistență pretensionate.*
S 37. — ICCPDC (INCERC-ICB) — P 110-81: *Instrucțiuni tehnice pentru realizarea structurilor ușoare cu ferme din cabluri.*
S 38. — ICCPDC — P 100-78: *Normativ pentru proiectarea antiseismică a construcțiilor de locuit, social-culturale, agrozootehnice și industriale.*
S 39. — MEE: *Normativ pentru dimensionarea stîlpilor metalici LEA.* 1982 (Elaborat de ISPE și ICB).
S 40. — MEE-ISPE: *Normativ PE-1/79 pentru structuri LEA peste 1 000 V.*
S 41. — MEE-ISPE: *Instrucțiuni tehnice pentru proiectarea coșurilor de fum metalice înalte* (1978).
S 42. — MICh-ICITPR: *Prescripții de calcul și execuție pentru rezervoare metalice atmosferice cilindrice verticale pentru depozitarea produselor petroliere* (proiect 1983).
S 43-49 — *Institutul Român de Standardizare*: STAS 10108/0-78 (S 43), STAS 10108/2-83 (S 44), STAS 500/1,2-78 (S 45), STAS 9021-75 (S 46), STAS R 8542-70 (S 47), STAS 1909-71 (S 48), STAS 2843-77 (S 49), STAS 10108/1-80 (S 49 a).
S 50. — ISO/TC 167 — Structures en acier. Matériaux et conception. C. Rev ISO/TC 167/SC N69 — august 1983.

**PERIODICE**

P 1. — *Acier, Stahl, Steel.* Belgia.
P 2. — *Annales de l'Institut du Bâtiment et des Travaux Publics.* Franța.
P 3. — *Avtomaticeskaia Svarka.* U.R.S.S.
P 4. — *Construction Métallique.* Franța.
P 5. — *Costruzzioni Metalliche.* Italia.
P 6. — *Journal of the Structural Division* (PASCE). S.U.A.
P 7. — *Promîșlennoe Stroitelstvo,* U.R.S.S.
P 8. — *Revista Construcțiilor.* R. S. România.
P 9. — *Standardizarea.* R. S. România.
P 10. — *The Structural Engineer.* Anglia.
P 11. — *Der Stahlbau.* R. F. Germania.
P 12. — *The Welding Journal.* S.U.A.
P 13. — *Le Soudage dans le Monde* (Welding in the World). Franța, Anglia.
P 14. — *VDI Zeitschrift.* R. F. Germania.
P 15. — *Buletinul Științific al Institutului de Construcții București.*
P 16. — *Ocean Industry.* S.U.A.
P 17. — *Stroitelnaia Mechanika i rasceot soorujenii.* U.R.S.S.
P 18. — *British Corrosion Journal.* Anglia.
P 19. — *Corrosion.* Franța. S.U.A.
P 20. — *Werkstoffe und Korrosion.* R. F. Germania.

# CUPRINS

*Prefață* . . . . . 3
**Introducere** . . . . . 7
1. Avantajele și dezavantajele construcțiilor metalice . . . . . 7
2. Domeniul de folosire a elementelor de construcții metalice . . . . . 8
3. Condițiile de realizare a structurilor metalice cu performanțe ridicate . . . . . 9
4. Organizarea proiectării, execuției și cercetării în domeniul construcțiilor metalice 10

**Partea I**

**MATERIALE. COMPORTAREA ȘI MIJLOACELE DE ASAMBLARE ALE ELEMENTELOR METALICE**

Cap. 1. **Materiale folosite la realizarea structurilor metalice** . . . . . 13
1.1. Oțelul. Fabricarea oțelului și a produselor din oțel . . . . . 13
1.2. Aliaje de aluminiu. Fabricarea aluminiului și a aliajelor de aluminiu. 19
1.3. Structura cristalină a metalelor . . . . . 20
1.4. Structura aliajelor metalice . . . . . 22
1.5. Tratamentele termice ale oțelurilor . . . . . 27
1.6. Influența compoziției chimice asupra caracteristicilor mecanice ale oțelului . . . . . 30
1.7. Oțeluri pentru structuri metalice . . . . . 33
1.8. Structura aluminiului și a aliajelor de aluminiu . . . . . 43

Cap. 2. **Comportarea elementelor metalice la coroziune** . . . . . 45
2.1. Considerații generale . . . . . 45
2.2. Comportarea la coroziune și durabilitatea structurilor metalice exploatate în atmosferă industrială impurificată cu gaze agresive . . . . . 46
2.3. Clasificarea tipurilor de coroziune întîlnite în practică . . . . . 47
2.4. Influența factorilor solicitare mecanică și alcătuire constructivă asupra comportării la coroziune . . . . . 51
2.5. Protecția anticorosivă a elementelor de construcții metalice industriale 53
2.6. Recomandări privind prevenirea și protecția anticorosivă a structurilor metalice exploatate în atmosferă industrială agresivă . . . . . 56

Cap. 3. **Comportarea oțelului și a aliajelor de aluminiu** . . . . . 60
3.1. Elemente generale . . . . . 60
3.2. Concentrarea tensiunilor în elementele metalice . . . . . 63
3.3. Criterii de cedare plastică a metalelor . . . . . 65
3.4. Presiuni locale . . . . . 66
3.5. Analiza comportării metalelor din punctul de vedere al metalurgiei mecanice . . . . . 67

Cap. 4. **Sudarea** . . . . . 82
4.1. Elemente generale . . . . . 82
4.2. Principiile procedeelor de sudare . . . . . 82
4.3. Procedee de sudare . . . . . 83
4.4. Materiale pentru sudare . . . . . 89
4.5. Sudarea aluminiului și a aliajelor de aluminiu . . . . . 94
4.6. Tăierea metalelor . . . . . 95
4.7. Îmbinări sudate . . . . . 96
4.8. Metalurgia sudurii. Structura îmbinărilor sudate. . . . . 101
4.9. Deformații și tensiuni remanente din sudare . . . . . 104
4.10. Comportarea și calculul îmbinărilor sudate . . . . . 111
4.11. Oțeluri pentru construcții sudate . . . . . 122

Cap. 5. **Nituirea** . . . 127
5.1. Alcătuirea îmbinărilor nituite . . . 127
5.2. Solicitările niturilor . . . 129
5.3. Calculul îmbinărilor nituite . . . 131
Cap. 6. **Şuruburi şi îmbinări cu şuruburi** . . . 133
6.1. Elemente generale . . . 133
6.2. Îmbinări cu şuruburi obişnuite . . . 133
6.3. Îmbinări cu şuruburi de înaltă rezistenţă pretensionate . . . 141
Cap. 7. **Ruperea elementelor metalice supuse la solicitări repetate** . . . 151
7.1. Fenomenul de oboseală a metalelor . . . 151
7.2. Modul de solicitare repetată a elementelor de oţel . . . 153
7.3. Reprezentarea rezultatelor încercărilor la oboseală . . . 156
7.4. Factorii care influenţează rezistenţa la oboseală . . . 157
7.5. Solicitări cu amplitudini variabile . . . 160
7.6. Verificarea elementelor la oboseală . . . 163
7.7. Măsuri constructive pentru reducerea efectului de oboseală . . . 169
7.8. Oboseala la un număr redus de cicluri . . . 172
Cap. 8. **Stabilitatea elementelor structurilor metalice** . . . 173
8.1. Comportarea elementelor încovoiate în domeniul elastoplastic . . . 173
8.2. Comportarea elementelor supuse la răsucire . . . 185
8.3. Stabilitatea generală şi locală a elementelor metalice . . . 210
Cap. 9. **Metode de calcul ale construcţiilor metalice** . . . 281
9.1. Metoda stărilor limită . . . 281
9.2. Metoda rezistenţelor admisibile . . . 287
9.3. Consideraţii privind aplicarea metodelor de calcul . . . 288

**Partea a II-a**

**ELEMENTE DE CONSTRUCŢII METALICE**

Cap. 10. **Elementele structurilor metalice. Alcătuire şi calcul** . . . 289
10.1. Principii generale de alcătuire . . . 289
10.2. Bare supuse la eforturi axiale . . . 290
10.3. Bare cu secţiune plină solicitate la încovoiere . . . 308
10.4. Elemente supuse la forţa axială şi încovoiere . . . 338
Cap. 11. **Elemente din profile cu pereţi subţiri formate la rece** . . . 353
11.1. Elemente constructive . . . 353
11.2. Comportarea şi calculul elementelor din profile cu pereţi subţiri formate la rece . . . 358
Cap. 12. **Grinzi cu zăbrele** . . . 383
12.1. Alcătuirea generală, sisteme . . . 383
12.2. Calculul barelor . . . 385
12.3. Prinderea barelor în noduri . . . 386
12.4. Prinderea barelor realizate din ţevi . . . 391
12.5. Grinzi cu zăbrele din profile formate la rece . . . 400
Cap. 13. **Elemente speciale de construcţii metalice** . . . 400
13.1. Grinzi continue, calculate ţinînd seama de retransmiterea plastică a eforturilor . . . 400
13.2. Elemente metalice cu goluri în inimă . . . 405
13.3. Grinzi hibride . . . 411
13.4. Grinzi cu inimi suple . . . 415
13.5. Folosirea oţelului cu caracteristici mecanice superioare la mărirea capacităţii portante a grinzilor metalice încovoiate . . . 425
13.6. Elemente de construcţii metalice pretensionate . . . 428
13.7. Grinzi compuse oţel-beton . . . 444
Cap. 14. **Înnădirea barelor** . . . 449
14.1. Principii generale . . . 449
14.2. Înnădirea elementelor solicitate de eforturi axiale . . . 450
14.3. Înnădirea barelor încovoiate . . . 453
Cap. 15. **Prinderi şi rezemări** . . . 457
15.1. Rezemarea şi prinderea grinzilor secundare pe grinzi principale . . . 457
15.2. Rezemarea grinzilor pe stîlpi . . . 461
15.3. Prinderi articulate . . . 462
15.4. Legături rigide ale grinzilor cu stîlpii. Colţuri de cadre . . . 464
15.5. Reazemele stîlpilor . . . 472



Cap. 16. **Execuţia elementelor structurilor metalice** . . . 480
16.1. Generalităţi . . . 480
16.2. Lucrări pregătitoare . . . 481
16.3. Operaţii de prelucrare . . . 484
16.4. Operaţii de asamblare . . . 485
16.5. Sudarea . . . 488
16.6. Protecţia anticorosivă . . . 496
16.7. Calitatea execuţiei . . . 498
16.8. Transportul . . . 499

**Partea a III-a**

**HALE INDUSTRIALE CU STRUCTURĂ METALICĂ**

Cap. 17. **Principii generale de alcătuire a structurilor metalice** . . . 500
17.1. Generalităţi . . . 500
17.2. Hale parter. Forme în plan şi în elevaţie . . . 501
17.3. Rosturile halelor . . . 503
Cap. 18. **Particularităţi de calcul ale structurilor metalice** . . . 504
18.1. Generalităţi . . . 504
18.2. Calculul în domeniul elastic . . . 504
18.3. Calculul structurilor metalice ţinînd seama de dezvoltarea deformaţiilor plastice . . . 508
18.4. Calculul spaţial al structurii halelor . . . 523
Cap. 19. **Acţiuni asupra halelor metalice** . . . 536
19.1. Generalităţi . . . 536
19.2. Acţiuni permanente . . . 536
19.3. Acţiuni din utilaje de ridicat şi transportat . . . 543
19.4. Acţiuni datorate zăpezii . . . 545
19.5. Acţiuni datorate vîntului . . . 546
19.6. Încărcări cu praf industrial . . . 546
19.7. Încărcarea cu nisip adus de furtuni . . . 546
19.8. Încărcări seismice . . . 546
Cap. 20. **Structura de rezistenţă a acoperişului** . . . 547
20.1. Învelitori . . . 550
20.2. Pane . . . 561
20.3. Grinzi principale de acoperiş . . . 577
20.4. Luminatoare. Instalaţii de captare a energiei solare . . . 581
20.5. Contravîntuiri şi legături în planul şarpantei . . . 588
20.6. Calculul forţelor de fixare transversală ale elementelor care îşi pierd stabilitatea . . . 591
20.7. Posibilitatea de folosire a tablei cutate la rigidizarea învelitorilor . . . 593
Cap. 21. **Grinzile căilor de rulare** . . . 593
21.1. Grinzile căilor podurilor rulante . . . 611
21.2. Grinzile căilor de rulare pentru macarale monoşină şi pentru poduri rulante suspendate . . . 612
Cap. 22. **Stîlpii halelor** . . . 612
22.1. Forme constructive. Alcătuire . . . 619
22.2. Calculul stîlpilor metalici . . . 625
22.3. Stîlpi din beton armat . . . 626
Cap. 23. **Hale cu structuri în cadre cu secţiune plină** . . . 626
23.1. Generalităţi . . . 628
23.2. Alcătuirea şi principiile de calcul ale cadrelor . . . 632
Cap. 24. **Portale. Structura de rezistenţă a închiderilor laterale** . . . 632
24.1. Portale . . . 638
24.2. Structura de rezistenţă a închiderilor laterale . . . 642
Cap. 25. **Structuri diverse** . . . 642
25.1. Structuri cu grinzi longitudinale . . . 645
25.2. Structuri cu ferme şi pane denivelate . . . 645
25.3. Structuri pe estacade longitudinale . . . 647
25.4. Structuri cu şeduri . . . 648

**Partea a IV-a**

**CONSTRUCŢII CU DESCHIDERE MARE. CONSTRUCŢII MULTIETAJATE**

Cap. 26. **Construcţii cu structuri de rezistenţă plane** . . . 648
26.1. Generalităţi . . . 648
26.2. Structuri cu ferme sau grinzi . . . 648

26.3. Construcții în cadre
26.4. Structuri în formă de arc 649
26.5. Exemple de acoperișuri cu structură de mare deschidere 653
Cap. 27. **Structuri reticulate** 661
27.1. Generalități 664
27.2. Clasificare 664
27.3. Sisteme constructive 664
27.4. Închideri, procedee tehnologice de execuție 665
27.5. Alcătuirea structurilor reticulate 666
27.6. Indicații constructive și de proiectare 668
27.7. Calculul structurilor reticulate 669
27.8. Instabilitatea structurilor reticulate 671
Anexa 27.1. Modele matematice ale instabilității generale 675
Cap. 28. **Construcții cu acoperișuri suspendate pe cabluri pretensionate** 679
28.1. Generalități. Domenii de utilizare 684
28.2. Structuri suspendate plane 684
28.3. Structuri suspendate spațiale 685
Cap. 29. **Construcții metalice multietajate. Structuri pentru diferite susțineri** 694
29.1. Clădiri multietajate 698
29.2. Structuri pentru diferite susțineri 698
Anexa 29.1. Calculul platelajelor din tablă striată 721
734

**Partea a V-a**

**CONSTRUCȚII METALICE CU DESTINAȚII SPECIALE**

Cap. 30. **Elemente generale** 736
30.1. Introducere 736
30.2. Construcții din tablă. Voalarea pereților cu simplă și dublă curbură 736
30.3. Construcții înalte 741
Cap. 31. **Rezervoare** 747
31.1. Tipuri de rezervoare 747
31.2. Elemente pentru calculul rezervoarelor 758
Cap. 32. **Buncăre** 781
32.1. Principii generale de alcătuire 781
32.2. Calculul buncărelor 786
Cap. 33. **Turnuri** 792
33.1. Elemente generale 792
33.2. Calculul turnurilor 794
Cap. 34. **Piloni ancorați** 800
34.1. Elemente generale 800
34.2. Calculul pilonilor 803
Cap. 35. **Stîlpi metalici pentru susținerea liniilor electrice aeriene** 814
35.1. Elemente generale 814
35.2. Alcătuirea și calculul conductoarelor 814
35.3. Alcătuirea și calculul stîlpilor 818
Cap. 36. **Structuri cu diferite destinații** 834
36.1. Coșuri de fum 834
36.2. Structuri pentru rezemarea laterală a utilajelor tehnologice cu înălțime mare 837
36.3. Structuri metalice pentru instalații de foraj și extracție a petrolului 840
36.4. Structuri metalice pentru utilaje de ridicat și transportat 846
Cap. 37. **Montarea, întreținerea și consolidarea construcțiilor metalice** 850
37.1. Montarea structurilor metalice 850
37.2. Întreținerea construcțiilor metalice 857
37.3. Consolidarea structurilor metalice 857
Bibliografie 859